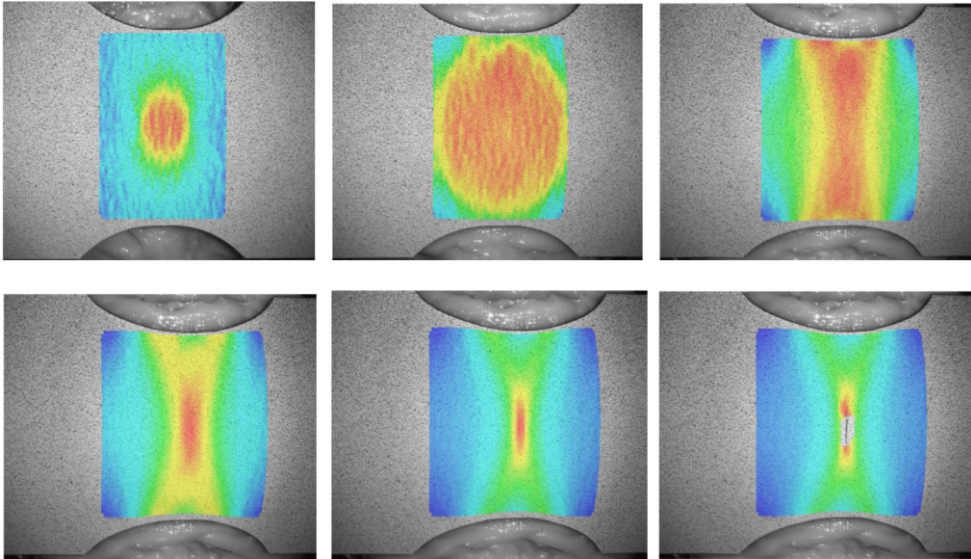


Conformabilidad de Chapa de Acero de Alta Resistencia a Tracción-Flexión

Luis Humberto Martínez Palmeth



TESIS

CONFORMABILIDAD DE CHAPA DE ACERO DE ALTA RESISTENCIA A TRACCIÓN-FLEXIÓN

por

LUIS HUMBERTO MARTÍNEZ PALMETH

Ingeniero Mecánico

presentada en la

ESCUELA TÉCNICA SUPERIOR DE INGENIERÍA

de la

UNIVERSIDAD DE SEVILLA

para la obtención del grado de

Doctor en Ingeniería

Sevilla, Julio de 2014

TESIS

CONFORMABILIDAD DE CHAPA DE ACERO DE ALTA RESISTENCIA A TRACCIÓN-FLEXIÓN

Dr. Carpóforo Vallellano Martín
Dr. Andrés Jesús Martínez Donaire

Directores de la tesis

Luis Humberto Martínez Palmeth

Doctorando

Sevilla, Julio de 2014

A mis padres, por sus enseñanzas

A Viviana, por su cariño

y a mis hermanos, por apoyarme

Agradecimientos

He sentido la necesidad de dejar por escrito mi más sentida gratitud con el Dr. Carpóforo Vallellano Martín, quien me ha brindado la oportunidad de llevar a cabo esta tesis y ha dirigido de manera muy acertada durante el transcurso de ésta. De igual forma, agradecer al Dr. Andrés Jesús Martínez Donaire quien con sus interminables tutorías ha hecho posible que este trabajo sea una realidad y quien a la postre se ha convertido en un amigo.

A mis padres, los cuales me han brindado su apoyo incondicional, sus experiencias vividas y sobre todo los principios éticos y morales que me han ayudado a ser una persona lo más íntegra posible. A ellos que han sacrificado sus vidas para ayudarme a conseguir mis metas y mis sueños, les dedico este trabajo.

Por último, dedicarle unas pocas palabras a mi esposa Viviana quien se ha convertido en mi soporte durante todo este tiempo, un soporte para poder avanzar y descansar cuando lo he requerido, quiero decirle que "todo el tiempo que te he robado, te lo devolveré".

Índice general

Nomenclatura	v
Índice de figuras	IX
Índice de tablas	XIX
Motivación y objetivo	XXI
1. Conformado de chapas metálicas	1
1.1. Introducción	1
1.2. Conformabilidad de las chapas metálicas	4
1.2.1. El Diagrama Límite de Conformado (DLC)	5
1.2.2. Determinación experimental de la estricción	9
1.3. Empleo de la curva CLC para la predicción del fallo	15
1.4. Curva límite de conformado en tensiones	19
1.5. Curva límite de conformado en deformación plástica equivalente . .	24
1.6. Influencia de la flexión en el fallo de la chapa	29
1.6.1. Evidencias experimentales del efecto de la flexión	30
1.6.2. Estudios analíticos del efecto de la flexión	36
1.6.3. Modelos de predicción del fallo bajo gradientes de deforma- ción/tensión	40
2. Caracterización experimental de la chapa de acero H240LA-O3	45
2.1. Propiedades mecánicas a tracción	47
2.2. Ensayos de estirado tipo Nakazima	54
2.2.1. Metodología experimental de los ensayos	55

2.2.2.	Correlación de imágenes digitales (DIC) y ajustes del sistema <i>ARAMIS</i> [®]	59
2.2.3.	Determinación del diagrama límite de conformado normalizado (DLC)	62
2.3.	Ensayos de estirado con flexión	70
2.3.1.	Metodología experimental	70
2.3.2.	Resultados de los ensayos de estirado con flexión	71
2.4.	Análisis de la zona de fallo y metalografía.	78
2.4.1.	Estimación de la curva de fractura del material	79
2.4.2.	Análisis geométrico de la zona de fallo.	84
2.4.3.	Medición del tamaño de grano del material	87
3.	Modelo de elementos finitos.	91
3.1.	Descripción del modelo de elementos finitos	91
3.2.	Simplificación del modelo	95
3.3.	Modelo de comportamiento del material	98
3.3.1.	Ley de comportamiento del material	98
3.3.2.	Criterio de plastificación	100
3.3.3.	Modelo de endurecimiento	104
3.4.	Calibración del coeficiente de fricción	107
3.5.	Validación del modelo de elementos finitos	109
4.	Análisis tenso-deformacional y predicción del fallo	117
4.1.	Análisis de deformaciones y tensiones en el estirado con flexión . .	118
4.1.1.	Deformaciones en el modelo de elementos finitos	118
4.1.2.	Análisis de las tensiones	123
4.2.	Predicción del fallo en ensayos de estirado con flexión	130
4.2.1.	Obtención de las curvas límite con métricas en tensiones . .	131
4.2.2.	Predicción del fallo en condiciones de tracción-flexión . . .	134
5.	Conclusiones y desarrollos futuros	147
5.1.	Conclusiones	147
5.2.	Desarrollos futuros	150
A.	Técnica de correlación de imágenes digitales	153
	Bibliografía	157

Nomenclatura

Caracteres latinos

d_{crit} Distancia crítica medida desde la cara interior de la chapa indeformada.

G Tamaño medio de grano del material.

R Radio de curvatura del punzón.

r_θ Coeficiente de Lankford en la dirección que forma un ángulo θ con la de laminación.

t_0 Espesor de chapa indeformada.

w Ancho de la zona de estricción.

Caracteres griegos

α Relación entre los incrementos de tensiones en el plano de la chapa. ($\alpha = \sigma_2/\sigma_1$).

α_i Desplazamiento de la superficie de plastificación en la dirección de la tensión principal i ($i = \{1, 2, 3\}$).

β Relación entre los incrementos de deformaciones en el plano de la chapa. ($\beta = d\varepsilon_2/d\varepsilon_1$).

γ Razón de relajamiento del módulo de endurecimiento cinemático.

ε_i Deformación en la dirección principal i ($i = \{1, 2, 3\}$).

ε_{eq} Deformación equivalente.

ε_{eq}^p Deformación plástica equivalente.

σ_Y Límite elástico.

σ_i Tensión principal en la dirección i ($i = \{1, 2, 3\}$).

μ Coeficiente de fricción estático.

$\tilde{\sigma}_i$ Tensión principal reducida en la dirección i ($i = \{1, 2, 3\}$) ($\tilde{\sigma}_i = \sigma_i - \alpha_i$).

σ_{eq} Tensión equivalente.

ϕ Diámetro del punzón.

Subíndices

$\{1,2,3\}$ Direcciones principales.

eq Variable equivalente o tensor equivalente.

h Parte esférica o hidrostática de un tensor.

lim Valor límite de la variable para el fallo de la chapa.

Y Variable relacionada con el límite de fluencia del material.

Superíndices

ext Variable en la superficie exterior de la chapa.

p Componente plástica del tensor de deformación.

Abreviaturas

ASBT Ensayos de estirado con flexión en ángulo (Angular Stretch Bending Test).

CLC Curva Límite de Conformado en deformaciones (Forming Limit Curve).

CLF Curva Límite de Fractura (Fracture Limit Curve).

CLFI Curva Límite de Fractura Ingenieril (Engineering Fracture Limit Curve).

DIC Técnica de correlación de imágenes digitales (Digital Imagen Correlation).

DLC Diagrama Límite de Conformado en deformaciones (Forming Limit Diagram).

- epFLC Curva límite de conformado en deformaciones plásticas equivalentes (Forming Limit equivalent plastic strain Curve).
- FLC_0 Valor más bajo de deformación de la curva límite de conformado en deformaciones.
- FLSD Diagrama límite de conformado en tensiones (Forming Limit Stress Diagram).
- FLSC Curva límite de conformado en tensiones (Forming Limit Stress Curve).
- M-K Modelo de inestabilidad plástica de Marciniak-Kuczynski.
- XSFLC Extension de la curva límite de conformado en tensiones (Extended Stress-Based Forming Limit Curve).

Índice de figuras

1.1. Esquema de los procesos de conformado de chapa más comunes . .	2
1.2. Esquema de curva límite de conformado en deformaciones y los diferentes mecanismos de fallo existentes	3
1.3. Esquema de una curva límite de conformado en deformaciones y los diferentes mecanismos de fallo existentes (derecha) y situación en el DLC de los estados de deformación comunes en los procesos de conformado (izquierda)	5
1.4. Formas usuales de las curvas límites de conformado por estricción y fractura para materiales muy dúctiles (izquierda) y materiales poco dúctiles (derecha)	6
1.5. Diagrama límite de conformado obtenido experimentalmente mas los caminos de deformación ensayados (arriba) y probetas Nakazima ensayadas con diferentes geometría (abajo) (Abspoel <i>et ál.</i> , 2011) .	7
1.6. Esquemas de los ensayos tipo Nakazima y Marciniak (arriba). Estados de deformación y tensión inducidos en dichos ensayos (abajo)	8
1.7. Estimación de un diagrama límite de conformado en deformaciones a través de un modelo numérico (Paul, 2013)	9
1.8. Distribución de la deformación principal máxima en fractura y ajuste de una parabola inversa que estima el perfil de la deformación al momento de la estricción (izquierda (Arrieux <i>et ál.</i> , 1982)) y patrones circulares en probeta ensayada hasta la rotura, cálculo de las deformaciones (derecha)	10
1.9. Evolución de la deformación principal máxima, ε_1 , en una sección perpendicular a la grieta. Ajustes y parámetros necesarios para la aplicación del procedimiento de la norma ISO 12004-2:2008	12

1.10. Esquema de la zona de estricción y evoluciones temporales de la deformación principal maxima y sus derivadas (Martínez-Donaire <i>et ál.</i> , 2010)	14
1.11. Caminos de deformación en un proceso de conformado multi-etapa para un componente automotriz y su efecto sobre la curva límite de conformado en deformaciones CLC (Stoughton y Yoon, 2012) . . .	17
1.12. Curvas límite de conformado en chapas de aluminio 2008-T4 sujetas a pre-deformaciones bajo tracción uniaxial (Graf y Hosford (1993b) adaptados por Green (2008))	18
1.13. Curvas límite de conformado en deformaciones (izquierda) y en tensiones (derecha) para chapas de aluminio 2008-T4 sin pre-deformar y pre-deformadas bajo estados equi-biaxiales hasta un 7 % (Stoughton, 2001)	22
1.14. Esquema de una curva límite de conformado basadas en tensiones extendida, XSFLC (Simha <i>et ál.</i> , 2008)	24
1.15. Límites de conformado en el espacio de las deformaciones (CLC) y de la deformación plástica equivalente (epFLC) donde se aprecia el carácter dinámico de la CLC con respecto a la historia de carga y la insensibilidad de la epFLC con respecto de las mismas (Yoshida y Kuwabara, 2007)	25
1.16. Esquema que ilustra el proceso de obtención de la curva epFLC para un modelo de endurecimiento isótropo (He <i>et ál.</i> , 2014)	27
1.17. Esquema de una curva epFLC en el espacio polar, ε_{eq}^p vs β , y ejemplo de un camino de deformación en el mismo espacio para un proceso de conformado (Stoughton y Yoon, 2012)	28
1.18. Diagrama de flujo del sistema de ecuaciones de la plasticidad que relacionan las diferentes curvas de fallo con métrica en tensiones (Stoughton y Yoon, 2012)	29
1.19. Esquema de los ensayos ASBT	31
1.20. Distribución de la deformación principal máxima en ensayos de estirado en el plano y fuera del plano (Ghosh y Hecker, 1974)	31
1.21. Incremento de la deformación límite de conformado (ε_1) en ensayos de estirado con respecto a la relación t_0/R sobre chapas de acero calmado al bajo carbono (Charpentier, 1975)	32
1.22. Diagrama RtH para chapas de un acero HSLA de diferentes espesores y radios de punzón (Demeri, 1981)	34

1.23. Aumento de la conformabilidad de un acero HSS bajo diferentes condiciones de estirado con flexión para todo el rango de caminos de deformación en el conformado de chapa (Kitting <i>et ál.</i> , 2011) . .	35
1.24. Datos experimentales y predicciones numéricas del lado derecho del DLC para un acero AK en condiciones de estirado en el plano y fuera del plano (Shi y Gerdeen, 1991)	36
1.25. Curva de endurecimiento del material y niveles de endurecimiento alcanzados para diferentes niveles de flexión (R/t_0) durante un proceso (He <i>et ál.</i> , 2013)	38
1.26. Caminos de deformación en un proceso de estirado con flexión descritos por un punto en la cara externa y otro en la interna de la chapa (Morales-Palma <i>et ál.</i> , 2013)	39
1.27. Esquema de las diferentes distribuciones de la deformación principal máxima, ε_1 , a través del espesor de la chapa en procesos de estirado sin flexión (arriba), con flexión moderada (centro) y con mucha flexión (abajo)	41
1.28. Esquema del modelo de fallo propuesto para estricción localizada .	43
2.1. Representación de la curva tensión contra deformación ingenieril obtenida en un ensayo a tracción y los parámetros utilizados . . .	48
2.2. Orientaciones de las probetas de tracción ensayadas y su geometría	49
2.3. Curvas tensión-deformación ingenieril para las tres orientaciones ensayadas	49
2.4. Curvas tensión-deformación real hasta el comienzo de la estricción difusa para las tres orientaciones ensayadas	50
2.5. Probetas de tracción ensayadas hasta la rotura para la chapa H240LA-O3 de 1.2mm de espesor	52
2.6. Campo de deformaciones sobre una probeta durante un ensayo de tracción mediante el software Vic2D. Detalle de la zona medida . .	53
2.7. Variación de los coeficientes de anisotropía plástica para la chapa de acero H240LA-O3 con respecto a la deformación principal máxima plástica	54
2.8. Esquema del montaje experimental empleado en los ensayos Nakazima	55
2.9. Montaje experimental de los ensayos de estirado con punzón de $\phi 100mm$	56
2.10. Caminos de deformación evaluados para obtener la CLC	57

2.11. Geometrías de las probetas utilizadas en los ensayos de estirado para los caminos de deformación cercanos a tracción uniaxial (A), deformación plana (B), zona biaxial (C) y biaxial equilibrado (D) .	58
2.12. Montaje experimental. Máquina universal de ensayos Erichsen y sistema óptico de medición (<i>ARAMIS</i> [®])	58
2.13. Distancia máxima de fallo para considerar valida una prueba en los ensayos de estirado según ISO12004-2:2008	59
2.14. Ejemplo de un patrón estocástico de blanco y negros correctamente aplicado (GOM, 2005a)	59
2.15. Definición de las facetas y sus parámetros junto a la zona de evaluación del campo de deformaciones en un ensayo	60
2.16. Efecto del tamaño de faceta en dirección longitudinal sobre la deformación límite principal máxima para punzones de $\phi 100mm$ y $\phi 5mm$	62
2.17. Campo de deformación principal máxima en diferentes instantes para un ensayo tipo Nakazima en condiciones próximas a deformación plana	64
2.18. Distribución espacial de la deformación principal máxima y su variación temporal en una sección perpendicular a la línea de fractura para un ensayo tipo Nakazima en condiciones próximas a deformación plana	65
2.19. Campo de deformación principal máxima en el fotograma 411 para un ensayo tipo Nakazima en condiciones próximas a deformación plana	66
2.20. Evolución temporal de la deformación principal máxima en varios puntos a lo largo de una sección perpendicular a la línea de fractura para un ensayo tipo Nakazima en condiciones próximas a deformación plana	66
2.21. Metodología para la evaluación de la curva límite de fractura ingenieril (CLFI) en un ensayo Nakazima en condiciones cercanas a deformación plana	67
2.22. Diagrama límite de conformado normalizado para la chapa de acero H240LA-O3 de 1.2mm de espesor	68
2.23. Esquema del montaje experimental de los ensayos de estirado con flexión	70

2.24. Punzones cilíndricos de $\phi 1$, $\phi 3$, $\phi 5$, $\phi 10$ y $\phi 20mm$ empleados en los ensayos de estirado con flexión	71
2.25. Geometría inicial de las probetas empleadas en los ensayos de estirado con flexión y especímenes ensayados hasta la rotura con punzones cilíndricos de $\phi 1$, $\phi 3$, $\phi 5$, $\phi 10$ y $\phi 20mm$	72
2.26. Campo de deformación principal máxima en diferentes instantes para ensayos de estirado con flexión para un ensayo con punzón de $\phi 20mm$ (arriba) y para un ensayo con punzón de $\phi 3mm$ (abajo) .	73
2.27. Campo de deformación principal máxima para el ultimo fotograma antes de la aparición de la grieta para un ensayo con punzón de $\phi 20mm$ (izquierda) y $\phi 3mm$ (derecha) y ubicación de las secciones para la evaluación de la metodología t-d	74
2.28. Perfil de deformación principal máxima en una sección perpendicular a la zona de fallo en diferentes instantes para ensayos de estirado con flexión en un ensayo con punzón de $\phi 20mm$ (arriba) y con punzón de $\phi 3mm$ (abajo)	74
2.29. Evolución temporal de la deformación principal máxima en puntos a lo largo de una sección perpendicular a la grieta para ensayos de estirado con flexión con punzón de $\phi 20mm$ (arriba) y con punzón de $\phi 3mm$ (abajo)	75
2.30. Influencia del nivel de flexión t_0/R sobre la deformación principal máxima límite alcanzada en los ensayos de estirado con flexión para el comienzo de la estricción y la fractura ingenieril	76
2.31. Sistema óptico KIB y micrografía con detalle de la medida del espesor de una probeta ensayada	79
2.32. Diagrama límite de conformado de la chapa de acero H240LA-O3 de 1,2 mm de espesor	81
2.33. Influencia del nivel de flexión (t_0/R) sobre las curvas de estricción, fractura ingenieril y fractura dúctil del material	83
2.34. Distribución de la deformación principal máxima en una sección perpendicular a la fractura en ensayos de estirado y estirado con flexión para los diámetros $\phi 100$, $\phi 20$, $\phi 10$ y $\phi 5mm$	84
2.35. Esquema de los cortes realizados en probeta ensayada para obtener las muestras metalograficas para un ensayos de estirado con flexión de $\phi 10mm$ y $\phi 3mm$	85

2.36. Detalles de la zona de estricción y fractura para los ensayos de estirado para condiciones cercanas a tracción uniaxial, deformación plana y biaxial equilibrado	86
2.37. Detalles de la zona de estricción y fractura para los ensayos de estirado con flexión en condiciones cercanas a deformación plana para los punzones de $\phi 10mm$, $\phi 5mm$, $\phi 3mm$ y $\phi 1mm$	87
2.38. Micrografía del acero H240LA-O3 realizada a 500x (derecha) y esquema del método de intersecciones sobre la micrografía (izquierda)	88
3.1. Esquema del modelo de elementos finitos y discretización	92
3.2. Influencia del tamaño de los elementos en la zona de fallo sobre las curvas de fuerza y de deformación principal máxima frente al desplazamiento del punzón para diferentes tamaño de la malla . . .	94
3.3. Tipos de elementos seleccionados para la chapa y ubicaciones . . .	95
3.4. Modelo de elementos finitos del montaje experimental completo (arriba) y modelo simplificado (abajo)	96
3.5. Evolución de la fuerza frente al desplazamiento del punzón durante el proceso de conformado para el modelo completo y el modelo simplificado usando plasticidad tipo Mises	98
3.6. Caminos de deformación en el punto de doble simetría de la probeta en la cara exterior y cara interior, durante las fases de cierre y de conformado para el modelo completo y el modelo simplificado usando plasticidad tipo Mises	99
3.7. Evolución de las tensiones en el espacio, σ_1 vs. σ_2 , para el punto de doble simetría de la probeta en la cara exterior durante las fases de cierre y conformado tanto para el modelo completo como el modelo simplificado usando plasticidad tipo Mises	99
3.8. Influencia del exponente m ($m=2$ y $m=6$) sobre el camino de las deformaciones principales. Evoluciones tomadas en el punto de fallo sobre la cara externa de la chapa para un ensayo con punzón cilíndrico de $\phi 3mm$	103
3.9. Superficies de fluencia para la chapa H240LA-O3 mediante los criterios de Hill'48 y Barlat'91 ($m=2$ y $m=6$)	104
3.10. Esquema de un endurecimiento isótropo y expansión de la superficie de plastificación (Dunne y Petrinic, 2005)	105
3.11. Esquema de un endurecimiento cinemático y traslación de la superficie de plastificación (Dunne y Petrinic, 2005)	106

3.12. Evolución experimental y numérica de la fuerza frente al desplazamiento en ensayos tipo Nakazima ($\phi 100mm$) para distintos coeficientes de rozamiento ($\mu = 0,01$, $\mu = 0,05$ y $\mu = 0,08$)	109
3.13. Ubicación de los puntos de fallo en cada tipo de probeta para las diferentes configuraciones experimentales evaluadas	110
3.14. Comparación entre los caminos de deformación experimentales y numéricos. Deformaciones principales máxima y mínima tomadas en el punto de doble simetría en la cara externa de la chapa para ensayos Nakazima	113
3.15. Comparación entre los resultados experimentales y numéricos de las evoluciones de fuerza frente a desplazamiento del punzón para los ensayos de estirado con flexión mediante punzones cilíndricos de $\phi 10mm$, $\phi 5mm$ y $\phi 3mm$	114
3.16. Comparación entre los resultados experimentales y numéricos de las evoluciones de la deformación principal máxima frente a la deformación principal mínima para los ensayos de estirado con flexión con punzones cilíndricos de $\phi 10mm$, $\phi 5mm$ y $\phi 3mm$	115
3.17. Fuerza máxima durante el ensayo y desplazamiento del punzón es dicho instante frente al nivel de flexión en el ensayo (t_0/R) para punzones cilíndricos y hemisférico	116
4.1. Caminos de deformación para puntos en la sección de fallo a través del espesor de la chapa para ensayos en condiciones cercanas a deformación plana tipo Nakazima y de estirado con flexión de $\phi 3mm$ (endurecimiento cinemático)	119
4.2. Caminos de deformación para puntos en la sección de fallo situados en la cara exterior e interior para ensayos de estirado con flexión de $\phi 20mm$, $\phi 10mm$ y $\phi 5mm$ en condiciones cercanas a deformación plana y endurecimiento cinemático	120
4.3. Campo de deformación ε_3 en la zona de fallo para punzones cilíndricos de $\phi 20mm$, $\phi 10mm$ y $\phi 3mm$ en instantes cercanos a la inestabilidad plástica	122
4.4. Caminos de deformaciones, tensiones y deformación plástica equivalente para puntos en la sección de fallo ubicados en la cara externa e interna para el ensayo tipo Nakazima en condiciones cercanas a deformación plana	124

4.5. Caminos de deformaciones, tensiones y deformación plástica equivalente para puntos en la sección de fallo ubicados en la cara externa e interna para un ensayo de estirado con flexión con punzón de $\phi 3mm$ en condiciones cercanas a deformación plana	127
4.6. Evolución de la tensión σ_3 para un punto en la zona de fallo ubicado en la cara interior de la chapa para ensayos tipo Nakazima ($\phi 100mm$) y de estirado con flexión con punzón de $\phi 3mm$ bajo condiciones cercanas a deformación plana (endurecimiento cinemático)	129
4.7. Influencia de la flexión (t_0/R) sobre los gradientes de σ_1 y ε_{eq}^p evaluados en puntos en la sección de fallo ubicados en la cara externa e interna	130
4.8. Curva límite de conformado en deformaciones (CLC) y evoluciones numéricas de las deformaciones en ensayos tipo Nakazima evaluadas en la cara externa (arriba). Curva límite de conformado en tensiones (FLSC) obtenida de la anterior mediante el modelo de elementos finitos (abajo)	132
4.9. Curva límite de conformado en deformaciones (CLC) y evoluciones numéricas de las deformaciones en ensayos tipo Nakazima evaluadas en la cara externa (arriba). Curva límite de conformado en deformación plástica equivalente en el plano polar (epFLC polar) obtenida de la anterior mediante el modelo de elementos finitos (abajo) . . .	133
4.10. Esquema del modelo de fallo por estricción empleando el método de la línea con una formulación en tensiones (arriba) y en deformaciones plásticas equivalentes (abajo)	134
4.11. Evoluciones de las tensiones promedio en el espacio $\sigma_1 - \sigma_3$ vs. $\sigma_2 - \sigma_3$ evaluadas para las distancias críticas de 0, 200, 600 μm en un ensayo de estirado con flexión de $\phi 5mm$ con condiciones cercanas a deformación plana	136
4.12. Predicciones numéricas de la ε_1 límite usando distancias críticas de $d_{crit} = 0micras$, $d_{crit} = 200micras$ y $d_{crit} = 600micras$ para punzones cilíndricos de $\phi 20mm$, $\phi 10mm$, $\phi 5mm$, $\phi 3mm$ y $\phi 1mm$. Curva de ajuste de las ε_1 límite experimentales al inicio de la estricción y su respectiva banda de predicción al 95 % de confiabilidad	138

4.13. Evoluciones de la deformación plástica equivalente promedio en el espacio $\varepsilon_{eq}^p * \cos(\beta)$ vs. $\varepsilon_{eq}^p * \sin(\beta)$ evaluadas para las distancias críticas de 0, 200, 600 μm en un ensayo de estirado con flexión de $\phi 5mm$ con condiciones cercanas a deformación plana	141
4.14. Predicciones numéricas de la ε_1 límite usando distancias críticas de $d_{crit} = 0\mu m$, $d_{crit} = 200\mu m$ y $d_{crit} = 600\mu m$ para punzones cilíndricos de $\phi 20mm$, $\phi 10mm$, $\phi 5mm$, $\phi 3mm$ y $\phi 1mm$. Curva de ajuste de las ε_1 límite experimentales al inicio de la estricción y su respectiva banda de predicción al 95 % de confiabilidad	143
4.15. Sensibilidad del modelo de fallo con respecto a la flexión durante el proceso de conformado (mayor gradientes de deformación) para las dos variables características usadas (σ y ε_{eq}^p)	145
A.1. Posibles modos de traslación y deformación de las facetas usando una aproximación bilineal (Dantec-Dynamics, 2006c)	154
A.2. Proceso iterativo para la determinación del campo de desplazamientos (Vacher <i>et ál.</i> , 1999)	155
A.3. Esquema representativo de la configuración de las cámaras para la reconstrucción de las coordenadas 3D usando técnicas de correlación de imágenes (Dantec-Dynamics, 2006b; GOM, 2005b)	155

Índice de tablas

2.1. Composición química de las chapas de acero H240LA-O3	45
2.2. Valores de los parámetros fijados durante los ensayos a tracción . .	47
2.3. Propiedades mecánicas a tracción para las chapas de acero H240LA-O3 de 1,2mm de espesor	50
2.4. Valores de los coeficientes de anisotropía plástica para la chapa H240LA-O3 a 0°, 45° y 90°	54
2.5. Valores de tamaños de facetas y solapamientos para cada configuración ensayada	61
2.6. Valores de las deformaciones principales capturadas en el ultimo fotograma antes de la rotura para los ensayos Nakazima en condiciones cercanas a tracción uniaxial, deformación plana, estado biaxial y estado biaxial equilibrado	68
2.7. Valores de las deformaciones principales al comienzo de la estricción estimadas usando el método normalizado ISO 12004-2:2008 y la metodología t-d para los ensayos tipo Nakazima en condiciones cercanas a tracción uniaxial, deformación plana, estado biaxial y estado biaxial equilibrado	69
2.8. Valores de las deformaciones principales al comienzo de la estricción estimadas usando la metodología t-d para los ensayos de estirado con flexión para punzones cilíndricos de $\phi 20$, $\phi 10$, $\phi 5$, $\phi 3$ y $\phi 1mm$	77
2.9. Valores de las deformaciones principales capturadas en el ultimo fotograma antes de la rotura para ensayos de estirado con flexión con punzones cilíndricos de $\phi 20$, $\phi 10$, $\phi 5$, $\phi 3$ y $\phi 1mm$	78
2.10. Valores de deformaciones principales de fractura (dúctil) para los ensayos Nakazima en condiciones cercanas a tracción uniaxial, deformación plana, estado biaxial y estado biaxial equilibrado	81

2.11. Valores de las deformaciones principales de fractura dúctil para los ensayos de estirado con flexión con punzones cilíndricos de $\phi 20mm$, $\phi 10mm$, $\phi 5mm$, $\phi 3mm$ y $\phi 1mm$ en condiciones cercanas a deformación plana	82
2.12. Resultados de la granulometría para las chapas de acero H240LA-O3	89
3.1. Tamaños de elementos en el plano de la chapa y número de elementos a través del espesor de la chapa	93
3.2. Propiedades mecánicas de la chapa de acero H240LA-O3 necesarias en la calibración del criterio de fluencia de Barlat'91	101
3.3. Coeficientes empleados en el criterio de fluencia Barlat'91 para la chapa H240LA-O3 ajustados para un exponente de $m=2$	102
3.4. Coeficientes del modelo de endurecimiento cinemático puro de Chaboche para las chapas de acero H240LA-O3	107
4.1. Resultados experimentales y predicciones numéricas empleando diferentes distancias críticas para los punzones cilíndricos de $\phi 20mm$, $\phi 10mm$, $\phi 5mm$, $\phi 3mm$ y $\phi 1mm$ en condiciones cercanas a deformación plana	137
4.2. Resultados experimentales y predicciones numéricas empleando diferentes distancias críticas para los punzones cilíndricos de $\phi 20mm$, $\phi 10mm$, $\phi 5mm$, $\phi 3mm$ y $\phi 1mm$ en condiciones cercanas a deformación plana	142

Motivación y objetivo

En los procesos reales de conformado de chapas el fallo del material suele estar asociado a zonas donde las herramientas tienen radios pequeños (matrices, presachapas, punzones, etc.). Estos son inevitables por cuestiones de diseño, ya sea debido a la funcionalidad de la pieza o debido a que son deseables con el fin de reducir la recuperación elástica de la misma (Springback), sobre todo en aceros de alta resistencia (HSS) y aceros avanzados de alta resistencia (AHSS). En dichas zonas se induce estirado y flexión, provocando un significativo gradiente de deformaciones y tensiones a través del espesor de la chapa, que influye en el mecanismo de fallo del material.

Por otro lado, un aspecto importante para el diseño de procesos de conformado de chapas metálicas es la predicción de las deformaciones límites que se pueden alcanzar antes de que la chapa falle. El uso cada vez mayor de los aceros HSS en los automóviles, con el objetivo de reducir el peso del vehículo, ha creado la necesidad de ser cada vez más precisos a la hora de fijar dichos límites de conformado en los procesos de fabricación. Además, el hecho de que los aceros HSS presenten una menor conformabilidad que los tradicionales aceros de bajo carbono, hace cada vez más importante predecir con mayor exactitud el instante de fallo, especialmente cuando se combinan estados complejos de tracción y flexión en el proceso industrial de conformado de la chapa.

Este trabajo tiene como objetivo principal contribuir a la mejora en la comprensión del efecto que tiene la combinación de tracción y flexión sobre el fallo de chapas metálicas en aceros de alta resistencia (HSS), usando para ello un enfoque experimental y teórico-numérico. Este objetivo se articula mediante varios hitos específicos:

1. La generación de resultados experimentales bajo condiciones controladas de tracción-flexión que permitan caracterizar el proceso de fallo y sirvan como

soporte para el desarrollo de un modelo de predicción de fallo adecuado. Para este estudio se ha seleccionado chapas de acero H240LA-O3 de 1.2mm de espesor.

2. La realización de un modelo 3D de elementos finitos que simule de forma realista los ensayos experimentales anteriores. Las evoluciones de las tensiones/deformaciones a través del espesor de la chapa obtenidas con dicho modelo numérico sirven como datos de entrada para la aplicación de un modelo de fallo que permita describir adecuadamente el inicio de la estricción en las chapas de H240LA-O3.
3. La utilización de un modelo de fallo analítico, ya existente, basado en el concepto de volumen crítico de material. Dicho modelo postulado inicialmente en tensiones. Será reformulado empleando como variable representativa la deformación plástica equivalente, mejorando así su capacidad predictiva y sensibilidad ante la presencia de gradientes de deformaciones en la chapa.

El desarrollo de estos hitos estructura la tesis en cinco capítulos. En el Capítulo 1 se revisa el estado del arte de las principales curvas utilizadas para medir la conformabilidad de las chapas metálicas. De igual forma, se revisa de los trabajos experimentales y analíticos más destacados que han tratado de explicar los mecanismos de fallo de las chapas metálicas bajo condiciones de tracción-flexión. El Capítulo 2 presenta el estudio experimental llevado a cabo sobre las chapas de H240LA-O3 de 1.2mm de espesor, esto es, su caracterización mecánica, la obtención de la Curva Límite de Conformado (CLC) normalizada y la realización de una batería de ensayos bajo condiciones controladas de tracción-flexión. El Capítulo 3, aborda el desarrollo, calibración y validación de un modelo de elementos finitos que simula los ensayos experimentales anteriores y que permitirá predecir numéricamente el fallo en dichas situaciones. En el Capítulo 4 se analizan las evoluciones numéricas de las deformaciones y tensiones a través del espesor de la chapa, a fin de comprender el efecto del gradiente en el fallo de la chapa sometida a diferentes niveles de flexión. Finalmente se presentan las predicciones numéricas para el inicio de la estricción empleando el modelo de fallo propuesto, formulado en tensiones y deformación plástica equivalente, para los ensayos de estirado con flexión. Éstas se comparan satisfactoriamente con los resultados experimentales. Por último, en el Capítulo 5 se resumen las principales conclusiones de esta tesis y algunos de los posibles desarrollos futuros.

Capítulo 1

Conformado de chapas metálicas

En este capítulo se realiza una introducción a los procesos industriales más comunes empleados en el conformado de chapa, y se describen los procedimientos para caracterizar la conformabilidad de chapas metálicas. Más allá de las clásicas curvas de fallo basadas en deformaciones, se discuten las ventajas y desventajas de dos nuevas curvas límites de fallo, una basada en tensiones y otra basada en la deformación plástica equivalente, para caracterizar el fallo en procesos de conformado de chapas complejos. A continuación se analizan de manera detallada los procesos de estirado con flexión, poniéndose de manifiesto el efecto del gradiente de deformaciones sobre la conformabilidad y el fallo de las chapas. Por último, basado en lo anterior, se formula un modelo de predicción del fallo en condiciones caracterizadas por un significativo gradiente de tensiones y deformaciones en el espesor de la chapa.

1.1. Introducción

El conformado de chapa metálica en un proceso de fabricación en el cual una lámina de metal es deformada plásticamente por las herramientas (punzones, matrices) principalmente bajo cargas de tracción (estirado) y flexión (doblado). La alta relación resistencia/peso y las buenas propiedades mecánicas resultantes hacen del conformado de chapa metálica una de las técnicas más usadas en la industria

para fabricar una amplia gama de componentes, tales como carrocerías de automóviles, fuselajes de aeronaves, revestimientos de electrodomésticos, perfilera metálica, enlatados (bebidas, comidas, víveres), etc.

Para fabricar dicha variedad de piezas, las cuales tienen requerimientos y funciones bastante diferentes, existen un gran número de procesos de conformado de chapa. Por un lado, entre los más utilizados, tenemos el estirado, la estampación, la embutición, como procesos más representativos donde predomina la tracción o alargamiento de la chapa frente a la flexión de la misma, tal y como se ilustran en la Figura 1.1, a), b), c), respectivamente. Por otro lado, tenemos los procesos de plegado, embridado y rebordeado, donde predomina la flexión de la chapa frente a la tracción de la misma, véase Figura 1.1, d), e), f), respectivamente, generándose un fuerte gradiente de tensiones y deformaciones en el espesor de la chapa debido a la flexión (Wick, 1984; Semiatin, 2006).

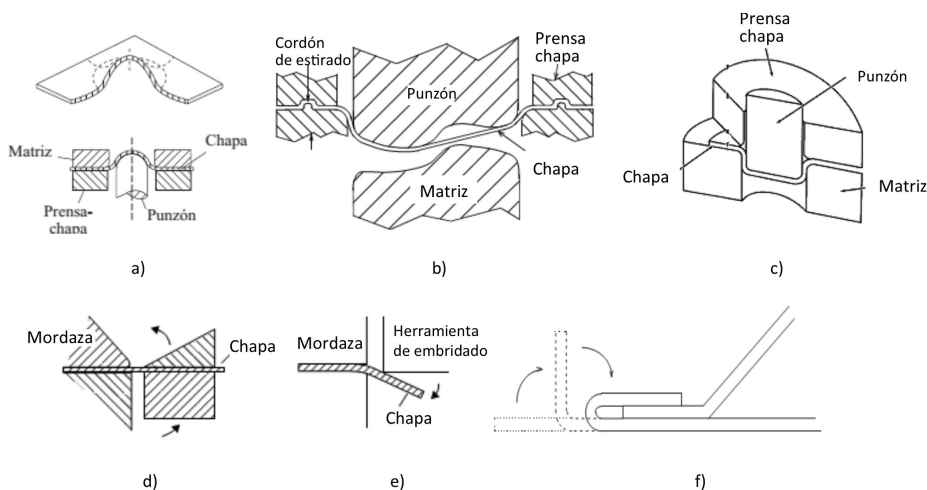


Figura 1.1: Esquema de los procesos de conformado de chapa más comunes.

Como en todos los procesos de fabricación, existen parámetros que se deben controlar para que no ocurra el fallo de la pieza fabricada. Por ello se deben analizar los potenciales mecanismos de fallos que pueden desarrollarse durante el conformado de la chapa y bajo qué condiciones. Entre los tipos de fallo más comunes se encuentran la estricción localizada, la fractura dúctil y la fractura por cortante, desarrollándose más uno u otro en función de la ductilidad del material, del estado de deformaciones o tensiones al que se somete la chapa (Teirlinck *et al.*, 1988) y de las características inherentes del propio proceso. La Figura 1.2, ilustra

la forma de las tres curvas de fallo anteriores para un determinado material en el espacio de las deformaciones principales (ε_1 vs. ε_2).

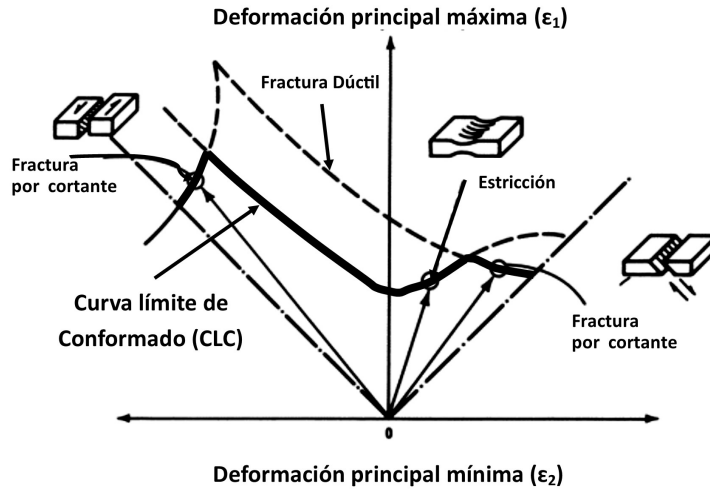


Figura 1.2: Esquema de curva límite de conformado en deformaciones y los diferentes mecanismos de fallo existentes.

En materiales muy dúctiles, el fallo normalmente se produce por la aparición de estricción localizada, la cual consiste en el adelgazamiento inestable del espesor en una estrecha banda de material y posterior fractura dúctil del material en esta misma zona. En cambio en chapas de ductilidad reducida, la fractura dúctil puede ocurrir en ausencia de estricción localizada. Este comportamiento es normalmente observado en estados de deformaciones biaxiales de tracción, es decir, donde $\beta = d\varepsilon_2/d\varepsilon_1 > 0$, como se observa en el lado derecho del diagrama de la Figura 1.2, cabe recordar que la fractura dúctil se caracteriza por los mecanismos de iniciación, crecimiento y coalescencia de huecos en el material (Akeret, 1978).

En los procesos reales de conformado de chapa el fallo del material suele estar asociado a zonas donde las herramientas (matrices, presachapas, punzones, etc.) tienen radios pequeños. Éstos son inevitables por cuestiones de diseño, ya sea debido a la funcionalidad de la pieza o porque son deseables con el fin de reducir la recuperación elástica (SpringBack) de la chapa, fundamentalmente en los aceros de nueva generación, aceros de alta resistencia (High Strength Steel, HSS) y aceros avanzados de alta resistencia (Advanced High Strength Steel, AHSS). Sin embargo, estos pequeños radios inducen flexión y tracción combinadas en zonas

muy concretas, haciendo que el daño deba desarrollarse bajo la influencia de un gradiente de deformaciones y tensiones considerable a través del espesor de la chapa. Dichos gradientes condicionarán el mecanismo de fallo predominante en la chapa. Por ejemplo, en aquellas situaciones en las que la flexión es dominante existen fibras a compresión en la zona interior, de forma que la estricción localizada, la cual es en esencia un proceso de inestabilidad plástica a tracción, no puede desarrollarse. Así, el mecanismo dominante es, por tanto, la fractura. Esto es lo que usualmente puede observarse en procesos de plegado severo, donde los radios de conformado en punzones o matrices son muy pequeños (Denninger *et ál.*, 2012; Lange, 1985). En cambio, en condiciones de deformación uniforme o con gradientes suaves asociados a zonas conformadas con punzones grandes, el mecanismo que controla el fallo es la estricción.

Estos aspectos motivan un análisis profundo de los procesos en lo que se mezclan flexión y tracción a un mismo nivel, a fin de comprender la física del fallo de las chapas en dichas situaciones y ser capaz de plantear modelos de predicción de la conformabilidad adecuados o útiles para la industria en general. En particular, una de las industrias que más usa chapa conformada es la industria automotriz, en la cual los aceros de alta resistencia (HSS y AHSS) han tomado gran relevancia para reducir el peso total del vehículo. Teniendo presente dos aspectos fundamentales, que los aceros de alta resistencia presentan una menor ductilidad en comparación a los aceros tradicionales y que en los procesos de estirado con flexión la conformabilidad de la chapa aumenta (Ghosh y Hecker, 1974; Col y Balan, 2007; Kitting *et ál.*, 2011; Martínez-Palmeth *et ál.*, 2013) se justifica el interés para el estudio de dichas situaciones de estirado con flexión y además el ahondar en el entendimiento y cuantificación de los límites de conformado para mejorar los procesos industriales.

1.2. Conformabilidad de las chapas metálicas

En esta sección se analiza la principal herramienta empleada en la industria para caracterizar la conformabilidad de una chapa metálica, el Diagrama Límite de Conformado (DLC). Posteriormente se describen algunas metodologías experimentales usadas para la obtención de la misma.

1.2.1. El Diagrama Límite de Conformado (DLC)

La conformabilidad se define como la habilidad o facilidad que tiene un material para deformarse hasta adoptar una forma deseada sin que se produzca el fallo (Emmens, 2011). El concepto de conformabilidad es bastante fácil de definir y sobre todo de entender, pero las principales dificultades aparecen en el instante en que se pretende cuantificar dicha propiedad. Lógicamente los límites de la conformabilidad se asocian, como ya se indicó, al desarrollo de algún mecanismo de fallo en el material al intentarlo conformar. La herramienta más ampliamente usada en la industria para evaluar la conformabilidad de una chapa es el Diagrama Límite de Conformado (DLC), el cual fue originariamente propuesto por Keeler y Backhofen (1963) y posteriormente extendido por Goodwin (1968). En éste, se muestra la curva límite de conformado (CLC), que representa los valores límite de deformación principal máxima y mínima en el plano de la chapa (véase Figura 1.3 izquierda) necesarios para producir el fallo de la misma bajo distintos caminos de deformación lineales caracterizados por $\beta = d\varepsilon_2/d\varepsilon_1$ (véase Figura 1.3 derecha). Esta curva establece por tanto una frontera entre los estados de deformación que permiten el correcto conformado de la chapa y aquellos que ocasionan el fallo.

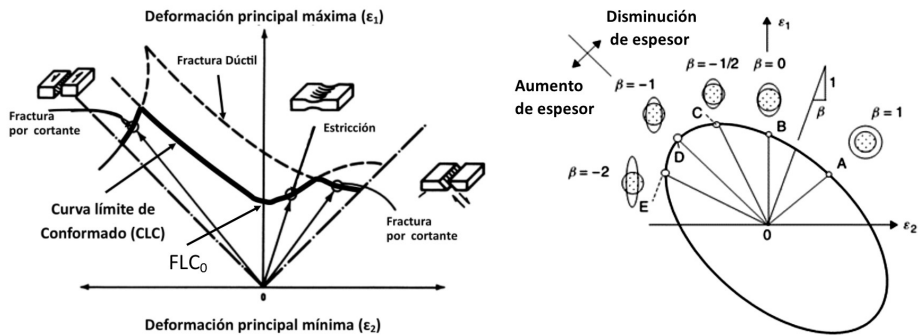


Figura 1.3: Esquema de una curva límite de conformado en deformaciones y los diferentes mecanismos de fallo existentes (derecha) y situación en el DLC de los estados de deformación comunes en los procesos de conformado (izquierda).

La Figura 1.3 izquierda ilustra la CLC como intersección de las curvas correspondientes a estricción localizada, fractura dúctil y fractura por cortante. Sin embargo, en la práctica habitualmente las CLC se suele restringir al fallo por estricción localizada y fractura dúctil al ser éstos los más habituales en los procesos de conformado de chapa. Como puede apreciarse, la CLC normalmente presenta

una curva en forma de V, decreciente en el lado de la izquierda ($\beta < 0$) y creciente en el lado derecho ($\beta > 0$). El valor más bajo de la deformación principal máxima (ε_1) suele ocurrir en condiciones cercanas a deformación plana ($\beta = 0$). Este valor de deformación, denominado FLC_0 , es un dato característico del material.

También se puede apreciar como la CLC está compuesta en su mayor parte por la curva límite de estricción (CLCE) y en la zona biaxial de estirado ($\beta \approx 1$) por la curva de fractura dúctil. Éste es el comportamiento de algunos aceros de alta resistencia (HSS y AHSS), los cuales desarrollan la fractura dúctil, en ausencia de estricción localizada en la zona equibiaxial. La forma de la CLC por fractura dúctil (CLF) depende de la ductilidad del material. Así, para chapas con una ductilidad alta esta curva tiene una forma lineal decreciente, mientras que los materiales de baja ductilidad exhiben una curva en forma de V (véase Figura 1.4 izquierda y derecha). A partir de ahora, nos centraremos principalmente en la CLCE al ser ésta la limitante en casi todo el rango de estados de deformación y al ser su correcta y precisa determinación un reto incluso a día de hoy.

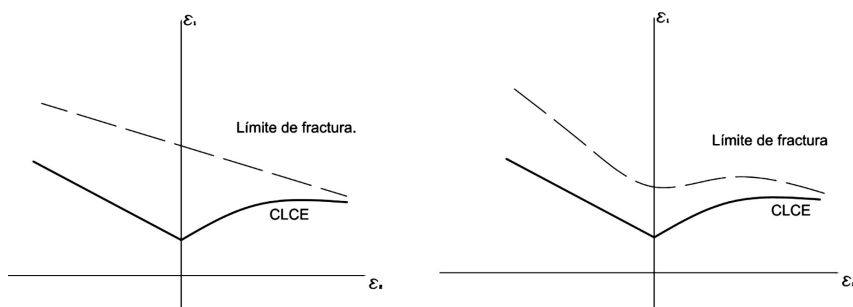


Figura 1.4: Formas usuales de las curvas límites de conformado por estricción y fractura para materiales muy dúctiles (izquierda) y materiales poco dúctiles (derecha).

En la actualidad, la forma más usual de obtener el DLC es mediante la caracterización experimental. Para ello, se deben realizar ensayos bajo diferentes caminos de deformación, fundamentalmente proporcionales o lineales, en el espacio de deformaciones principales como se puede ver en la Figura 1.5 arriba. Dichos caminos abarcan estados desde tracción uniaxial ($\beta = -1/2$) hasta biaxial equilibrado ($\beta = 1$). La obtención de dichos caminos se consigue modificando la geometría de las probetas (véase Figura 1.5 abajo.)

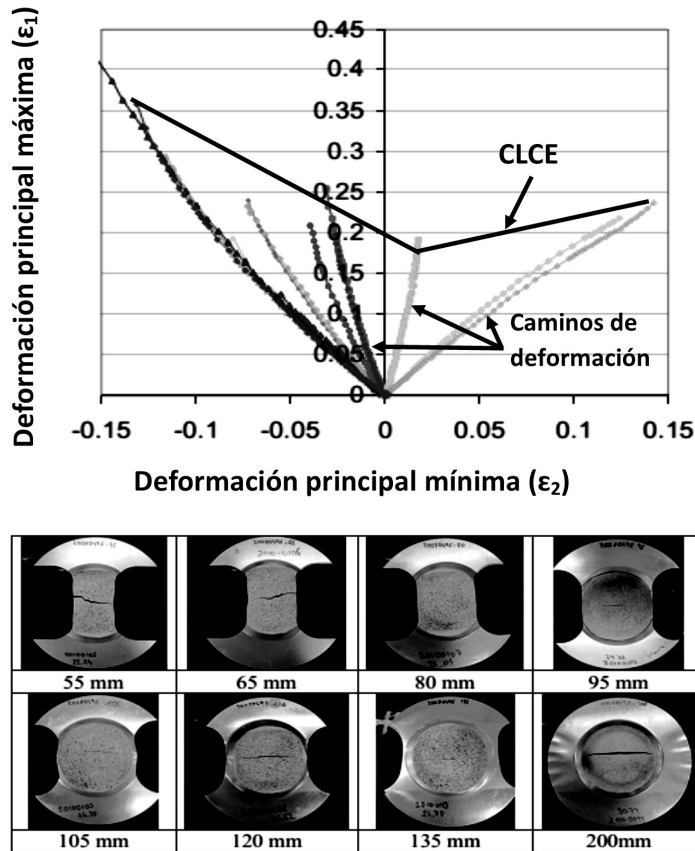


Figura 1.5: Diagrama límite de conformado obtenido experimentalmente mas los caminos de deformación ensayados (arriba) y probetas Nakazima ensayadas con diferentes geometría (abajo) (Abspoel *et ál.*, 2011).

La norma internacional ISO 12004-2:2008 estandariza la forma de realizar los ensayos para la obtención de los DLC y además unifica la metodología para definir el fallo por estricción de la chapa en los mismos. Los ensayos normalizados por dicha norma son los tipo Marciniak (1967) y los tipo Nakazima (1968). En estos ensayos se presentan fundamentalmente estados de tensión en el plano ($\sigma_3 = 0$) y caminos de deformación lineales y proporcionales ($\beta \approx \text{constante}$). La Figura 1.6 muestra esquemáticamente los ensayos donde una probeta es deformada mediante un punzón hemisférico (caso Nakazima) o plano (caso Marciniak) hasta la rotura. Igualmente se muestra un trozo de chapa donde se esquemática el estado tensional

y de deformación al que está sometida.

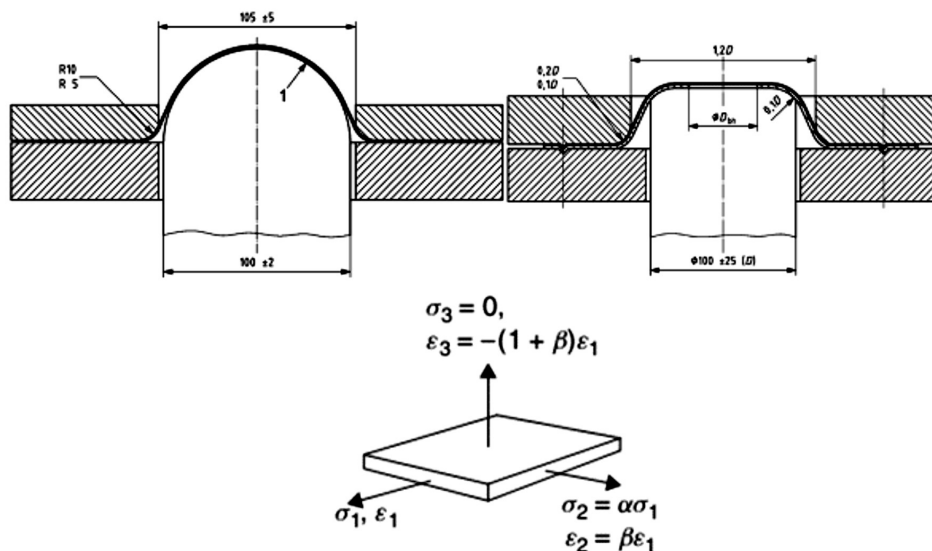


Figura 1.6: Esquemas de los ensayos tipo Nakazima y Marciniak (arriba). Estados de deformación y tensión inducidos en dichos ensayos (abajo).

Por otro lado, también existen algunos modelos analíticos y/o fenomenológicos que tratan de estimar los DLC a fin de reducir la carga experimental. Estos tratan de extrapolar de forma analítica-teórica los límites de conformado a partir de propiedades mecánicas experimentales obtenidas en ensayos simples de tracción o tipo bulge. Algunos de los modelos más clásicos son los planteados por Swift (1952), Hill (1952), Marciniak y Kuczyński (1967), Stören y Rice (1975), Hutchinson y Neale (1978), y algunos trabajos más recientes son los realizados por, Cayssials (1998), Takuda *et ál.* (1999), Chow *et ál.* (2003), Lou *et ál.* (2012), Paul (2013). La Figura 1.7 muestra la CLCE de un acero IF obtenida experimentalmente y la predicha mediante el modelo numérico-fenomenológico propuesto por Paul (2013), donde se aprecia una razonable correlación entre ambas.

Sin embargo, a pesar de los numerosos modelos teóricos existentes en la literatura, en la práctica industrial la conformabilidad de una chapa se caracteriza habitualmente de forma experimental. Como se ha apuntado anteriormente, la detección precisa de la estricción y medición de los límites de conformado en ese instante es una tarea difícil. De hecho, hasta el 2008 no se ha estandarizado una metodología para la obtención de los DLC en procesos de conformado (12004-

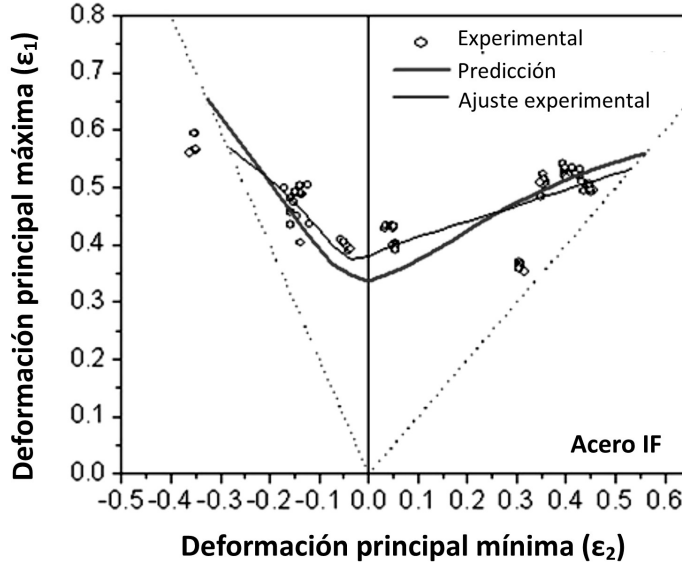


Figura 1.7: Estimación de un diagrama límite de conformado en deformaciones a través de un modelo numérico (Paul, 2013).

2, 2008). Por ello, históricamente se han propuesto innumerables modelos para estimar los límites de conformado.

1.2.2. Determinación experimental de la estricción

La detección de la estricción siempre ha estado condicionada a la forma de medir la deformación en un ensayo de conformado. Así, unas décadas atrás, la evaluación experimental de las deformaciones se realizaba mediante la medición manual o semi-automatizada de patrones impresos de forma circular que se habían efectuado sobre la superficie de la chapa antes de deformarla. Esto se hacía normalmente mediante procesos electroquímicos, laser, etc. Tras el conformado y mediante dispositivos ópticos como, por ejemplo, una lupa o un microscopio se medían las dimensiones finales de las elipses en que se habían convertido los círculos (Figura 1.8, derecha). Las deformaciones principales se podían estimar a partir de las longitudes de los dos ejes principales de las elipses. Este procedimiento de medición emplea mucho tiempo de procesamiento, poca precisión de la medida, baja resolución de las medidas y disponibilidad de información solo en un instante de tiempo, comúnmente al final del ensayo, tras la fractura de la chapa.

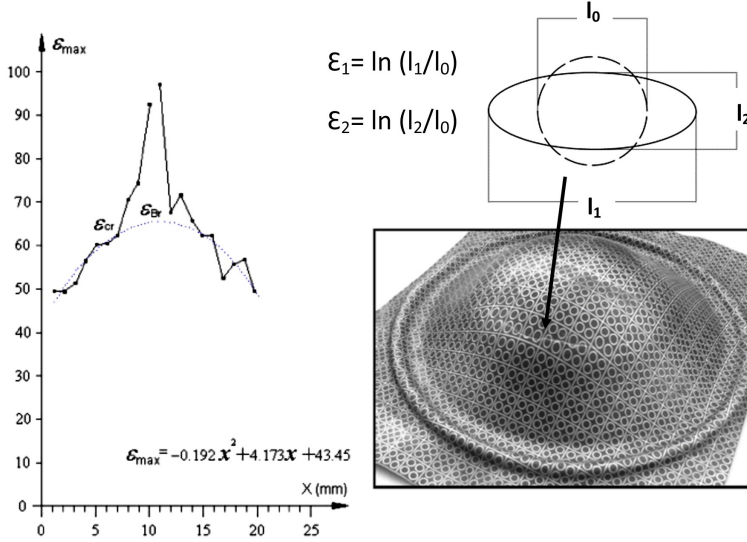


Figura 1.8: Distribución de la deformación principal máxima en fractura y ajuste de una parábola inversa que estima el perfil de la deformación al momento de la estricción (izquierda (Arrieux *et ál.*, 1982)) y patrones circulares en probeta ensayada hasta la rotura, cálculo de las deformaciones (derecha).

En base a estas limitaciones se originaron una serie de propuestas para evaluar las deformaciones límite al inicio de la estricción en el conformado de chapas. Dichas metodologías tenían como característica común medir las deformaciones en la probeta fracturada y construir el perfil de deformación, ϵ_1 , en una o varias secciones perpendiculares a la grieta. A partir de esta información se reconstruía, mediante un ajuste, la distribución de deformaciones al inicio de la estricción, como se muestra en la Figura 1.8 (izquierda). El valor límite en cada sección, se correspondía al valor máximo del ajuste reconstruido. Este tipo de metodologías se les conoce como metodologías dependientes de la posición, al requerir únicamente la distribución de deformación a lo largo de una sección en un instante concreto (típicamente tras la fractura). Algunos trabajos destacados en este campo son las metodologías clásicas propuestas por Takashina *et ál.* (1968), Bragard *et ál.* (1972), Hecker (1975), Smith y Lee (1998) y entre las más recientes cabe remarcar la de Turkoz *et ál.* (2013).

Algunas de las ideas conceptuales de las metodologías dependientes de la posición anteriores han sido la base para el desarrollo de la norma ISO 12004-2 (2008), *Metallic materials - Sheet and strip - Determination of forming limit curves in laboratory*. Su objetivo ha sido definir unas condiciones de ensayo y un procedimiento de evaluación unificado, a fin de reducir la dispersión en la obtención de las CLC.

El procedimiento de la norma ISO12004-2 (2008) establece una metodología dependiente de la posición basada en el análisis de la distribución de deformaciones principales (ε_1 y ε_2) en secciones perpendiculares a la grieta justo en el instante anterior a la aparición de la fractura. Brevemente, el método consiste en reconstruir el perfil de deformación principal máxima, ε_1 , y en el espesor, ε_3 , que existía en la chapa al inicio de la estricción mediante la aproximación polinómica de los datos en un cierto intervalo o ventana de ajuste predefinido. Para cada una de las secciones escogidas, el procedimiento se puede resumir en los siguientes pasos (Figura 1.9):

1. Definición de la posición de la grieta. Para ello, se define un intervalo de puntos, centrado en el punto con mayor valor de ε_1 , de 4 mm de longitud a cada lado del centro. Sobre estos puntos se realiza un ajuste parabólico. El máximo de dicha parábola define la posición de la grieta.
2. Determinación del ancho de la zona de estricción (límites interiores). A cada lado de la fractura, se evalúa la segunda derivada espacial, filtrada y sin filtrar, del perfil de deformación ε_1 (véase parte superior de la Figura 1.9). Los dos máximos locales a ambos lados de la grieta delimitan la región donde se ha desarrollado la estricción.
3. Obtención de los límites exteriores. Las regiones delimitadas por los límites interiores y exteriores, a ambos lados de la grieta, se conocen como ventanas de ajuste. El ancho de dichas ventanas viene dada por la expresión $w = 10(1 + \bar{\varepsilon}_2/\bar{\varepsilon}_1)$, donde $\bar{\varepsilon}_1$ y $\bar{\varepsilon}_2$ son la media de los valores de la deformación principal máxima y mínima en los dos límites interiores.
4. Determinación de la deformación principal máxima límite $\varepsilon_{1,lim}$. En primer lugar se eliminan los puntos que están dentro de la zona de estricción. A los puntos situados en las ventanas de ajuste izquierda y derecha se les realiza un ajuste por mínimos cuadrados de una parábola inversa (véase parte inferior de la Figura 1.9). Dicho ajuste estima la distribución de deformación ε_1 que existía justo antes del inicio de la estricción localizada. Así, el valor de dicho

ajuste en la posición de la grieta representa la deformación límite $\varepsilon_{1,lim}$ en la sección considerada.

- Obtención de las deformaciones límite en el espesor ($\varepsilon_{3,lim}$) y principal mínima ($\varepsilon_{2,lim}$). La deformación se obtiene repitiendo el mismo proceso de ajuste descrito en el punto 4, pero empleando en este caso la distribución de la deformación en el espesor ε_3 . El valor de $\varepsilon_{2,lim}$ se estima aplicando el principio de conservación de volumen, $\varepsilon_{2,lim} = -(\varepsilon_{1,lim} + \varepsilon_{3,lim})$.

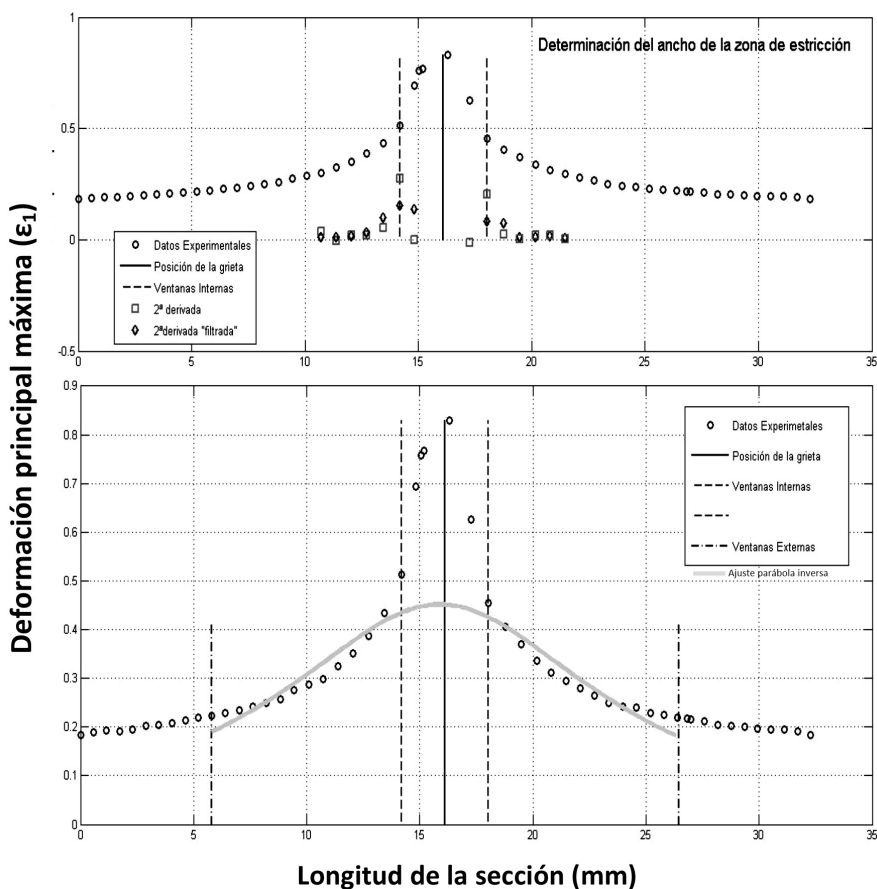


Figura 1.9: Evolución de la deformación principal máxima, ε_1 , en una sección perpendicular a la grieta. Ajustes y parámetros necesarios para la aplicación del procedimiento de la norma ISO 12004-2:2008.

Estos pasos se repiten para cinco secciones separadas aproximadamente de 2mm. Finalmente, para calcular las deformaciones límite de la probeta ensayada, se realiza el promedio de los valores obtenidos en las secciones de trabajo consideradas. Algunos trabajos que analizan las bases y limitaciones de la norma ISO112004-2:2008 son los de Hotz (2006), Hotz y Timm (2008), Abspoel *et ál.* (2011), Martínez-Donaire *et ál.* (2014).

Debido al gran desarrollo en las últimas décadas de los sistemas de adquisición y almacenamiento de imágenes, al igual que al desarrollo de las técnicas de correlación de imágenes digitales (Digital Image Correlation, DIC), actualmente es posible no sólo poder automatizar la medición de las deformaciones en un instante, si no, acceder también a dicha información durante todo el ensayo en la superficie de la chapa de forma precisa (Wang *et ál.*, 2014; Hu *et ál.*, 2014; Pan *et ál.*, 2009; Orteu, 2009). Esto ha permitido desarrollar metodologías basadas en el análisis de las evoluciones temporales de algunas de las variables del proceso (deformaciones principales) para la detección del inicio de la estricción y la determinación del DLC. Estos métodos se conocen como metodologías dependientes del tiempo. Algunos trabajos en esta línea han sido los propuestos por Geiger y Merklein (2003), Situ *et ál.* (2006, 2007), Eberle *et ál.* (2008), Feldmann *et ál.* (2009), Volk y Hora (2010), Merklein *et ál.* (2010), Sène *et ál.* (2011), Kitting *et ál.* (2011), Kaupper y Merklein (2013) y Martínez-Donaire *et ál.* (2010); Martínez-Donaire *et ál.* (2014), entre otros. Si bien prácticamente la totalidad de estos métodos están enfocados a los ensayos Nakazima y/o Marciniak, donde los efectos de curvatura son pequeños, la última de las metodologías, la desarrollada por Martínez-Donaire *et ál.* (2010); Martínez-Donaire *et ál.* (2014), llamada método t-d, es también aplicable a las situaciones tradicionales en la industria, donde los efectos de gradientes a través del espesor y a lo largo de la chapa son relevantes. Por ello, ha sido ésta la elegida para detectar la estricción en la parte experimental de esta tesis. A continuación se presenta un resumen de la misma y de sus fundamentos.

La estricción localizada se distingue por una reducción local e inestable del espesor de la chapa, en una zona de ancho del orden del propio espesor. Una vez iniciada la inestabilidad plástica, toda la deformación de la chapa se concentra en dicha zona, deteniéndose la deformación del material fuera de ella como se observa en la Figura 1.10. Dicha metodología consiste en analizar la evolución temporal de la distribución de deformación principal máxima (ε_1) y su primera derivada ("strain rate") respecto al tiempo, en una serie de puntos de la cara externa alineados a lo largo de una sección perpendicular a la grieta. En la Figura

1.10 se muestra la evolución esquemática de la deformación (ε_1) y la derivada temporal de la misma ($\dot{\varepsilon}_1$) frente al tiempo en dos puntos representativos, A y B, en una de estas secciones en la zona de fallo.

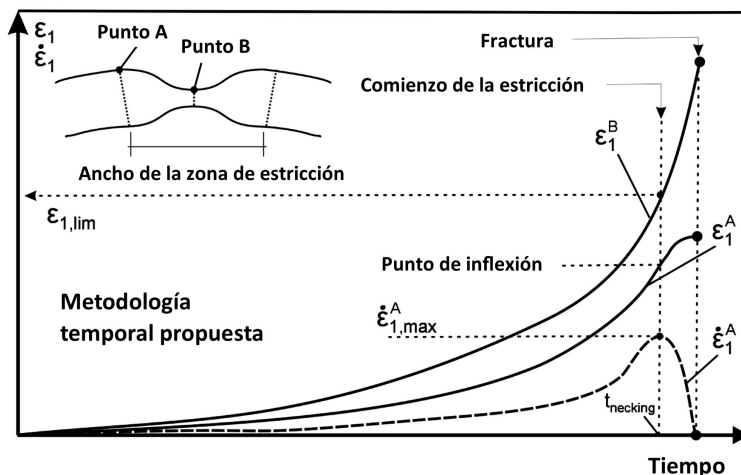


Figura 1.10: Esquema de la zona de estricción y evoluciones temporales de la deformación principal máxima y sus derivadas (Martínez-Donaire *et ál.*, 2010).

El procedimiento se articula en cinco pasos:

1. *Determinación del ancho de la zona de estricción.* Una vez haya comenzado la inestabilidad, cualquier punto dentro de dicha región aumenta su nivel de deformación de forma monótona creciente hasta la fractura, mientras que los puntos exteriores a dicha zona reducen gradualmente su velocidad de deformación hasta pararse, manteniendo un nivel de deformación constante o incluso experimentando cierta descarga elástica antes de la fractura de la chapa. De acuerdo a esto, los límites de la zona de estricción se corresponden con los dos últimos puntos (punto A en Figura 1.10), uno a cada lado de la grieta, que dejan de deformarse, alcanzando un cero en la velocidad de deformación justo antes de la aparición de la grieta. La región entre dichos puntos define el área donde se ha desarrollado la inestabilidad plástica. Finalmente, dentro de esta región existirá un punto que presente los mayores niveles de deformación y velocidad de deformación, y que por tanto conducirá más rápidamente el material hacia el fallo. Este punto se identifica en la Figura 1.10 como punto B.

2. *Detección del inicio de la estricción.* Se establece que el proceso de estricción se inicia cuando la velocidad de deformación en la frontera que define el área de la inestabilidad alcanza un máximo (ver evolución de $\dot{\varepsilon}_1^A$ en Figura 1.10). Dicho máximo revela que la deformación ha empezado a localizarse en el interior de la zona de estricción (región A-B-A), evolucionando esta región con una deformación creciente e inestable hasta la rotura. Este evento define claramente el instante de tiempo en que comienza la inestabilidad plástica, $t_{necking}$.
3. *Identificación del punto de fallo.* El fallo se producirá en el punto más solicitado o de mayor nivel de deformación dentro de la zona de estricción (punto B en Fig. 1.10). Éste se corresponde con el punto cuya curva de evolución de la deformación está por encima del resto de curvas de los demás puntos dentro de la región de estricción durante el proceso (ε_1^B en Figura 1.10).
4. *Determinación de la deformación principal máxima límite, $\varepsilon_{1,lim}$.* Se define como el nivel de deformación ε_1 existente en la curva correspondiente al punto B (ε_1^B) en el instante de inicio de la inestabilidad plástica, $t_{necking}$ (véase Figura 1.10).
5. *Determinación de la deformación principal mínima límite, $\varepsilon_{2,lim}$.* De forma análoga, esta se define como el valor de deformación ε_2 existente en el punto B en el instante $t_{necking}$.

Al igual que en la norma ISO 12004-2:2008, el método descrito se aplica a cinco secciones, cercanas entre sí, perpendiculares a la zona de la grieta. La deformación límite final será el valor medio de las deformaciones obtenidas en las citadas cinco secciones.

1.3. Empleo de la curva CLC para la predicción del fallo

Como ya se ha explicado, habitualmente la CLC se obtiene experimentalmente a partir de una serie de ensayos normalizados (Nakazima y Marciniak) en los que fundamentalmente predominan los esfuerzos de tracción en el plano de la chapa y el proceso evoluciona bajo condiciones de carga proporcional. Sin embargo, la hipótesis de carga proporcional deja de ser válida en procesos con cierta complejidad, debido a que estos involucran caminos de deformación no lineales, cambios

bruscos en la relación local de deformaciones (β) o cambios en la dirección por la que evoluciona el proceso, e.g. procesos de conformado en varias etapas, procesos con cargas y descargas sucesivas, procesos con esfuerzos combinados de tracción y flexión, etc. La cuestión natural que surge es si los límites de conformabilidad marcados por la curva CLC siguen siendo aplicables para la predicción del fallo en dichas situaciones más generales. La Figura 1.11 se muestra un caso real analizado en los trabajos de Ishigaki (1978). En ella se ilustra la evolución de un proceso multi-etapa en 6 pasos, el cual falló inesperadamente en el transcurso de la etapa 5 a la 6 aún cuando la CLC convencional del material situaba dicho estado de deformaciones en zona segura. Para subsanarlo los autores propusieron una nueva CLC sobre estas chapas tras haber sido conformadas hasta la etapa 4 (curva roja en la Figura 1.11) con diferente forma y posición en el espacio de las deformaciones principales. Sobre esta nueva CLC, se corrobora que el proceso 5-6 original conduciría efectivamente al fallo del material. Esta evidencia experimental pone claramente de manifiesto el carácter "dinámico" de la CLC cuando nos alejamos de procesos estrictamente de carga proporcional, invalidando el uso de la CLC convencional en situaciones reales.

Otros autores han analizado la influencia de caminos complejos en diferentes materiales y bajo diferentes estados y secuencias de deformación, llegando a la conclusión de que caminos no lineales ó combinación de caminos lineales modifican sustancialmente la forma y localización de la CLC en términos de deformaciones. Algunos de los trabajos más destacados son los de Ghosh y Laukonis (1976), Kleemola y Pelkkikangas (1977), Arrieux *et ál.* (1982), Barata-Rocha *et ál.* (1985), Graf y Hosford (1993a), Rojek *et ál.* (2013), Werber *et ál.* (2013), Min *et ál.* (2014).

Ghosh y Laukonis (1976) investigaron la dependencia del camino de deformación empleando especímenes de aluminios pre-deformados inicialmente a varios niveles y bajo diferentes modos de deformación. Bajo estados equi-biaxiales, observaron que la curva límite de conformado se desplazaba hacia abajo a medida que el nivel de pre-deformación era creciente e igualmente apreciaron cambios en su forma. De la misma forma ocurría bajo estados de pre-deformación en tensión uniaxial.

Kleemola y Pelkkikangas (1977) ensayaron probetas de acero, cobre y latón tras haber sido deformadas sujetas a condiciones de tracción uniaxial y condiciones equi-biaxiales, constatando cambios en la curva límite dependientes del nivel y tipo de pre-deformación aplicada a las muestras. Barata-Rocha *et ál.* (1985) estudiaron la influencia de la no proporcionalidad de la carga en la conformabilidad de

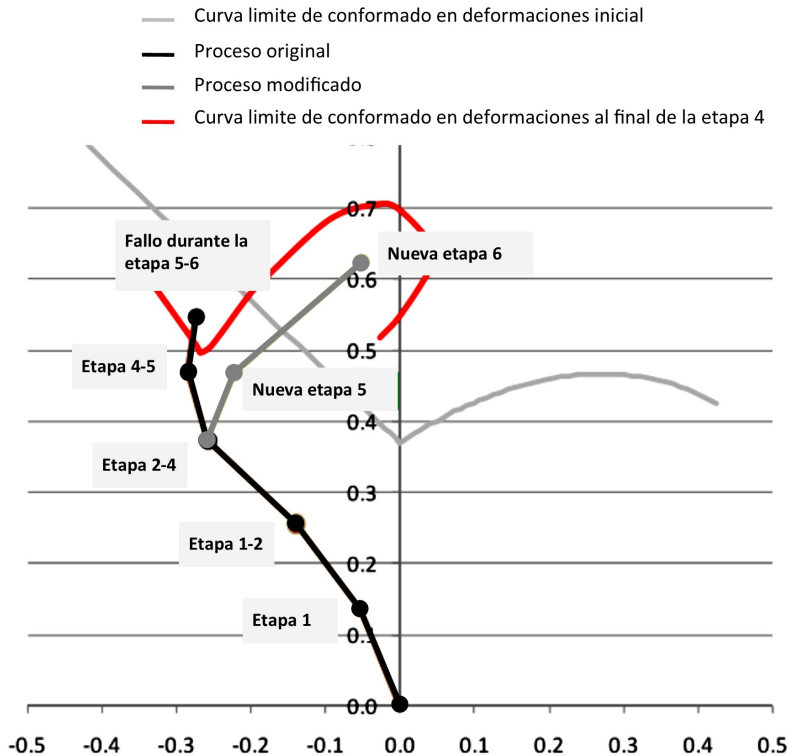


Figura 1.11: Caminos de deformación en un proceso de conformado multi-etapa para un componente automotriz y su efecto sobre la curva límite de conformado en deformaciones CLC (Stoughton y Yoon, 2012).

materiales anisótropos con simetría ortótropa, concluyendo que es posible obtener importantes mejoras en la conformabilidad a través de una selección y secuencia adecuada de caminos de deformación en operaciones de conformado multi-etapa.

En los trabajos de Graf y Hosford (1993a,b) se muestra una importante sensibilidad con el camino de deformación de las chapas de aluminio 2008-T4 sujetas a pre-deformaciones bajo condiciones de tracción uniaxial, biaxial y caminos próximos a deformación plana. En cada caso se obtuvieron diferentes curvas límite de conformado, como se observa en la Figura 1.12 para algunos de ellos. Los autores trataron de correlacionar el desplazamiento teórico de dicha curva usando el mo-

delo de Marciniak y Kuczyński (1967) respecto a datos experimentales, sin llegar a conseguirlo en los casos con pre-deformaciones equi-biaxiales.

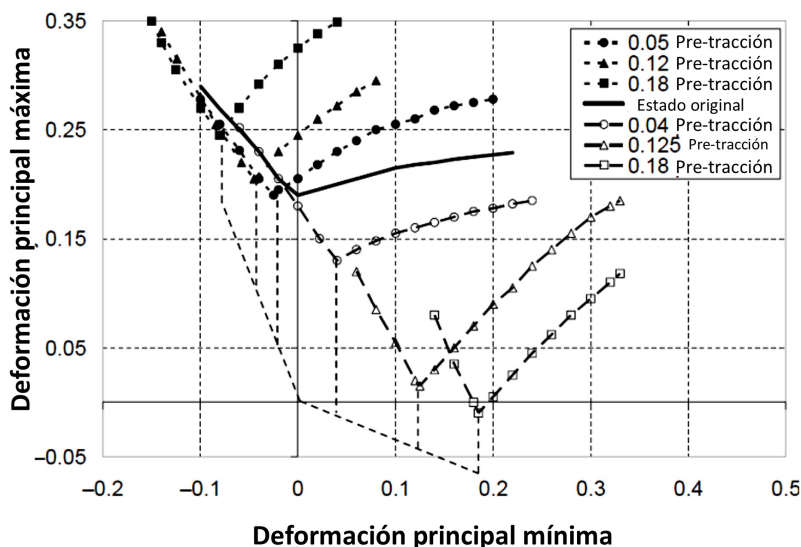


Figura 1.12: Curvas límite de conformado en chapas de aluminio 2008-T4 sujetas a pre-deformaciones bajo tracción uniaxial (Graf y Hosford (1993b) adaptados por Green (2008)).

Más recientemente, Werber *et ál.* (2013) analizó chapas de aleaciones de aluminio 6014 de 1mm de espesor sometidas a pre-deformaciones en caminos uniaxial, biaxial equilibrado y de deformación plana, obteniendo resultados de acuerdo a los anteriores. Rojek *et ál.* (2013) estudió la conformabilidad de chapas de acero DC04 de 1mm de espesor, pre-traccionadas un 13 % de deformación plástica equivalente total, concluyendo que las CLC tienen un carácter dinámico muy marcado y que una pre-tracción de las probetas por caminos uniaxiales permite obtener posteriormente una ganancia de conformabilidad bajo caminos de deformaciones biaxiales. Min *et ál.* (2014) estudió la sensibilidad de la curva CLC de aleaciones de magnesio de 1.5mm de espesor, pre-deformadas por caminos uniaxiales, biaxiales equilibrados y de deformación plana. Además analizó el efecto que tiene sobre la CLC el recocer el material entre etapas de conformado. Como era de esperar la curva presenta una fuerte sensibilidad a las deformaciones, y más aún a los procesos de recocido intermedio entre sub-procesos, generándose una ganancia de conformabilidad del material cuando es sometido a dicho tratamiento térmico.

Todos estos estudios experimentales ponen de manifiesto que las curvas CLC experimentales basadas en deformaciones, aún obtenidas con ensayos normalizados y bajo estados casi proporcionales, no son siempre una medida válida de la conformabilidad del material. En general, ésta es incapaz de predecir el fallo en procesos que no evolucionen lineal y proporcionalmente. Los factores habitualmente presentes en procesos reales como la no-linealidad del camino de deformaciones, multietapas, las inversiones de la carga, el estado del material (templado, recocido, etc.) hacen impracticable el uso de dicha curva para predecir el fallo. Además, durante las operaciones de conformado reales, todos los puntos de la chapa experimentan diferentes caminos de deformación y diferentes tipos de no-linealidades, obteniéndose un panorama aún más dramático para el uso de la CLC como curva de predicción. Sin embargo, en los últimos años se han abierto líneas de investigación, que si bien reconocen la imposibilidad de usar las CLC en el espacio de las deformaciones como curva de fallo, han intentado transformar ésta a otros espacios más apropiados. Como se verá estos nuevos espacios son más insensibles a caminos complejos y son prometedores como herramientas de predicción de fallo en procesos de conformado complejos.

1.4. Curva límite de conformado en tensiones

Una de las alternativas a la clásica curva en deformaciones para paliar la fuerte dependencia ante procesos de carga complejos son los diagramas límite de conformado basados en tensiones (Forming Limit Stress Diagram, FLSD). Éstos fueron introducidos por Arrieux *et ál.* (1982) como una alternativa a la CLC para medir la conformabilidad de las chapas metálicas. La idea principal de este método es transformar la clásica CLC en deformaciones, al espacio de las tensiones principales en el plano de la chapa, σ_1 vs. σ_2 , obteniéndose una nueva curva de fallo, conocida como curva límite en tensiones (Forming Limit Stress Curve, FLSC). Al igual que la CLC divide el espacio de las deformaciones principales en dos zonas, una segura y otra de fallo, la FLSC separa los estados de tensiones que darían lugar al fallo de la chapa de los que no. Sin embargo, su obtención requiere la asunción de un modelo constitutivo de material apropiado, es decir, ley de comportamiento, criterio de plastificación y modelo de endurecimiento. Por tanto, las curvas límite de conformado basada en tensiones no pueden ser obtenidas directamente de los experimentos y deben ser calculadas mediante modelos analíticos o numéricos.

Los trabajos en esta línea sostienen que los límites de conformabilidad tam-

bién han de tener relación, no sólo con los estados de deformación, sino también con los estados tensionales existentes en la chapa durante el proceso de conformado. Entre los estudios analíticos-experimentales más destacables caben citar los de Gronostajski (1984), Arrieux (1987), Stoughton (2000), Stoughton (2001), Wu *et ál.* (2005), Butuc *et ál.* (2006), Yoshida y Kuwabara (2007), Simha *et ál.* (2008), Stoughton y Yoon (2011), Stoughton y Yoon (2012), Hezler *et ál.* (2012), Werber *et ál.* (2013), entre otros. El aspecto crucial por el que esta formulación en tensiones ha suscitado gran interés entre los autores es por la fuerte insensibilidad que la curva FLSC presenta bajo historias de deformaciones complejas. Dicha independencia se traduce en que las curvas límites de conformado de un mismo material, predeformado y otro previamente sometido a caminos no proporcionales en etapas previas, ambas distintas, se transforman en una curva FLSC prácticamente coincidente en el espacio de tensiones. Los trabajos relacionados analizan dicha independencia de la FLSC con la historia de carga, la influencia de los modelos constitutivos en las predicciones de los límites de conformado, la exactitud de las mismas, etc.

Arrieux (1987) construyó la CLC para chapas de titanio con tres niveles distintos de pre-tracción, sin pre-tracción, pre-tracción uniaxial y pre-tracción biaxial. Posteriormente, mediante un modelo analítico usando el criterio de plastificación de *Hill'51* (Hill, 1950), la ley de comportamiento tipo Hollomon ($\sigma = K\varepsilon^n$) y asumiendo un endurecimiento isótropo, fue capaz de transformar estas tres CLC experimentales en una misma curva en el espacio de las tensiones principales (FLSC). Se concluyó que una ventaja de la FLSC es que ésta se puede calcular en ensayos con caminos de deformación proporcionales (tipo Nakazima) y usarse para cualquier camino complejo de deformaciones. Sin embargo, se hace especial énfasis en la correcta selección y caracterización de los modelos constitutivos del material para hacer la transformación.

Stoughton (2000) presentó una metodología general para transformar la CLC al espacio de las tensiones principales, σ_1 vs. σ_2 , a través del uso de la teoría de la plasticidad. Así, de nuevo, asumiendo un criterio de plastificación del material y un modelo de endurecimiento concreto, es posible transformar biunívocamente cualquier estado de deformación proveniente de la CLC en deformaciones al espacio de las tensiones principales. Si se hace dicha transformación para una serie de puntos de la curva límite de conformado en deformaciones, se puede dibujar la curva en el espacio de las tensiones principales (FLSC). Posteriormente, Stoughton (2001) aplicó esta metodología a los datos experimentales anteriormente publicados

por Graf y Hosford (1993b). La parte izquierda de la Figura 1.13 muestra de nuevo algunas de las CLC en deformaciones para chapas de AA2008-T4 sin pre-deformar y pre-deformadas a distinto nivel bajo condiciones de tracción uniaxial, biaxial y caminos de deformación plana. En la parte derecha de la Figura 1.13 se pueden observar las transformaciones de esas curvas al espacio de las tensiones principales (Stoughton, 2001). Como se puede apreciar, todas las curvas transformadas al espacio de las tensiones se confunden en una estrecha banda, salvo en dos casos representados como U_3 y U_6 , los cuales se corresponden con aquellos en los que las probetas fueron sometidas a altos niveles de pre-deformación. Stoughton y Yoon (2011) sugirieron que este efecto era consecuencia de la discrepancia entre el modelo isótropo empleado para hacer la transformación y los efectos reales de endurecimiento cinemático que ocurren en el material en el ciclo de descarga-carga, los cuales se intensifican para niveles altos de pre-deformación. Stoughton y Yoon (2005) introdujeron un parámetro adimensional (γ_c) función de las tensiones, para cuantificar el daño, ya que uno de los problemas que existe en la transformación de la CLC a FLSC es que los estados de tensión de los puntos que están en riesgo están muy cercanos a los que no. Dicho de otro modo, al cambiar a la escala de tensiones todo ocurre en un rango muy pequeño de tensiones y se hace muy difícil cuantificar el fallo. Así, si $\gamma_c > 1$ ocurre la estricción y si $\gamma_c < 1$ el punto está en un estado seguro.

Otros trabajos que sostienen la poca sensibilidad de la FLSC a la historia de deformación son los de Arrieux (1995) y Wu *et ál.* (2005). Estudios con similares conclusiones, pero enfocados en este caso a procesos de conformado de tubos, son los de Green y Stoughton (2004) y Yoshida *et ál.* (2005). Todo esto pone de manifiesto la aplicabilidad general de la FLSC y el gran potencial intrínseco como herramienta de predicción del fallo en cualquier proceso de carga, a diferencia de lo que ocurre con la CLC en deformaciones. Sin embargo, se ha sugerido en algunos casos que la aparente independencia del camino de carga en el FLSC no es real y que está relacionada con la forma de la curva de comportamiento tensión-deformación real del material. Dicha curva tiende a crecer muy lentamente en tensiones (saturación) para niveles altos de deformaciones. Dichos puntos de vista han sido discutidos por varios autores, e.g. Wu *et ál.* (2005) y Yoshida y Kuwabara (2007). En estos trabajos se presenta un análisis de los distintos factores que influyen en la obtención de las FLSC, incluyendo el papel desempeñado por la curva tensión-deformación y el modelo de endurecimiento elegido. Así, Yoshida y Kuwabara (2007) realizaron un estudio numérico basado en el modelo M-K

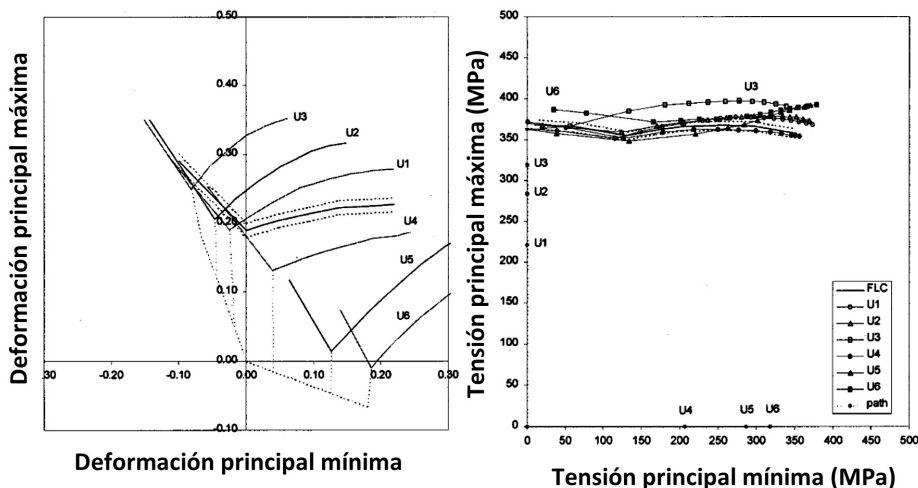


Figura 1.13: Curvas límite de conformado en deformaciones (izquierda) y en tensiones (derecha) para chapas de aluminio 2008-T4 sin pre-deformar y pre-deformadas bajo estados equi-biaxiales hasta un 7% (Stoughton, 2001).

(Marciniak y Kuczynski) donde se analizó la influencia de los caminos de deformación complejos y de la existencia o no de descargas intermedias en los límites de conformado, tanto en tensiones como en deformaciones. Se examinó en detalle la naturaleza de la independencia de los límites de conformado basados en tensiones empleando un modelo de endurecimiento isótropo. Se concluyó que el modelo de endurecimiento isótropo afecta el cálculo de la CLC y la FLSC, sobre todo cuando existen descargas intermedias. Wu *et al.* (2005) comprobó nuevamente que la FLSC es fuertemente independiente con el camino de deformación, presentando sólo cierta sensibilidad cuando existen descargas intermedias entre operaciones y cuando los niveles de pre-tracción son muy elevados. Finalmente argumentó que la saturación del mecanismo de endurecimiento observado en la curva $\sigma - \varepsilon$ real no influye en la curva FLSC ni en su aparente independencia con la historia de deformaciones.

Más recientemente, Stoughton y Yoon (2011) han presentado una modificación de la FLSC a fin de generalizar su uso a estados de tensión tridimensionales que tengan en cuenta la existencia de tensiones a través del espesor de la chapa (σ_3). Para esto propuso representar la FLSC en el espacio, $\sigma_1 - \sigma_3$ vs. $\sigma_2 - \sigma_3$, teniendo así en cuenta la influencia de todas las componentes del tensor de tensiones en

la curva que caracteriza el fallo de la chapa. La necesidad surge debido a que la simplificación usual de tensión plana, que puede ser aceptable en los casos en los que la tensión a través del espesor (σ_3) sea despreciable respecto a las tensiones en el plano, no es válida en ciertos casos, e.g. situaciones con presiones de contacto elevadas, como ocurre al emplear punzones de pequeño radio o en el hidro-conformado de tubos, donde la tensión σ_3 debe tenerse en cuenta de cara a evaluar la conformabilidad de la chapa. De hecho, diferentes trabajos en esta línea como los realizados por Gotoh *et ál.* (1995), Smith *et ál.* (2003), Allwood y Shouler (2009), Emmens y van den Boogaard (2010b), van den Boogaard *et ál.* (2010), Kitting *et ál.* (2011), Liu *et ál.* (2012), He *et ál.* (2013), Morales-Palma *et ál.* (2013), Hashemi y Abrinia (2014), sostienen que la existencia de una tensión transversal de compresión a través del espesor (σ_3) tiene un efecto favorable en la conformabilidad de la chapa.

Una modificación interesante de los criterios de conformabilidad basados en tensiones han sido los propuestos en los trabajos de Simha y colaboradores (Simha *et ál.*, 2005; Simha y Worswick, 2006; Simha *et ál.*, 2007, 2008). Dichas propuestas están basadas en el hecho de que tanto la tensión equivalente (σ_{eq}) como la tensión hidrostática (σ_h) son representativas de los límites de conformabilidad en estados tridimensionales de tensión se sugiere, por tanto, transformar el FLSC al espacio, σ_{eq} vs. σ_h . Dicha curva resultante se denomina XSFLC (Extended Stress-Based Forming Limit Curve). La Figura 1.14 muestra un esquema de la misma. Esta nueva alternativa ha sido recientemente empleada para analizar el fallo en procesos de hidro-conformado, arrojando buenos resultados (Hashemi y Abrinia, 2014).

A pesar de que se han constatado ligeras dependencias para altos niveles de pre-deformación, las curvas límite de conformado en tensiones, en los tres espacios aquí discutidos, es decir, σ_1 vs. σ_2 , $\sigma_1 - \sigma_3$ vs. $\sigma_2 - \sigma_3$ y σ_{eq} vs. σ_h , son actualmente unas excelentes candidatas para evaluar de forma general la conformabilidad de una chapa, dada su robusta independencia con la historia de carga y caminos de deformación. Además, estas herramientas son de fácil implementación en un código comercial de elementos finitos para la predicción de fallo. Sin embargo, tienen algunas limitaciones, como por ejemplo, la poca precisión al momento de definir qué puntos son seguros y cuáles no. El notable cambio de escala al pasar de la CLC a la FLSC hace impreciso el discernir el instante en que un punto alcanza la condición límite. Por otro lado, la influencia de la selección de un modelo constitutivo adecuado es fundamental (Werber *et ál.*, 2013; Yoshida y Kuwabara, 2007). En nuestro estudio la curva FLSC en el espacio, $\sigma_1 - \sigma_3$ vs. $\sigma_2 - \sigma_3$, será

puesta a prueba como curva de predicción del fallo junto con otras alternativas que se comentan a continuación.

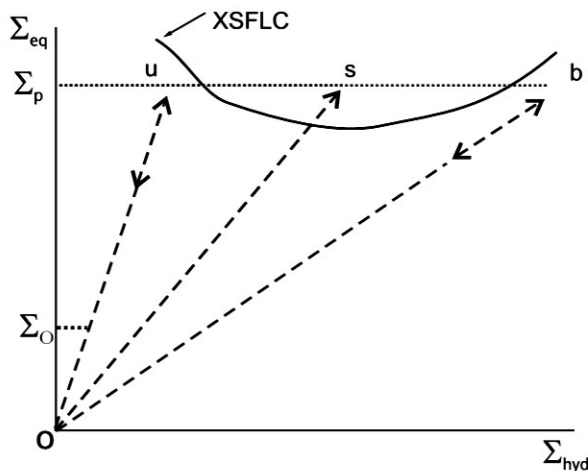


Figura 1.14: Esquema de una curva límite de conformado basadas en tensiones extendida, XSFLC (Simha *et ál.*, 2008).

1.5. Curva límite de conformado en deformación plástica equivalente

En los últimos años se han venido desarrollando ideas y modelos en caminados a conseguir una curva que defina la conformabilidad de una chapa metálica independientemente cual sea el proceso de carga por el que evoluciona. Los recientes trabajos desarrollados por Yoshida y Kuwabara (2007), Zeng *et ál.* (2009), Stoughton y Yoon (2012), Rojek *et ál.* (2013), Min *et ál.* (2014), He *et ál.* (2014), van encaminados a considerar que los límites de conformabilidad están caracterizados por la deformación plástica equivalentes (ε_{eq}^p) y la relación local de deformaciones (β) o tensiones ($\alpha = d\sigma_2/d\sigma_1$) a la que está sometida la chapa.

Yoshida y Kuwabara (2007) estimaron los límites de conformado usando el modelo de Marciniak-Kuczynski para dos tipos de cargas combinadas. Por un lado, un proceso consistente en dos cargas proporcionales diferentes con una descarga intermedia (tipo A), y por otro lado, una operación en la que la ruta de deformación cambia abruptamente de dirección sin descarga intermedia (tipo B). La Figura

1.15 muestra los resultados encontrados para el tipo de carga A en el espacio de deformaciones y de deformaciones plásticas equivalentes. Los autores constataron que, si bien las CLC convencionales son muy sensibles a las historias de carga, al transformar las al espacio ε_{eq}^p vs. α todas las curvas se confunden prácticamente en una, quedando claramente patente la insensibilidad a la historia de carga por el que evolucionó la chapa. A este tipo de curvas se les conoce como curvas límites epFLC por sus siglas en inglés (Effective Plastic Forming Limit Curve).

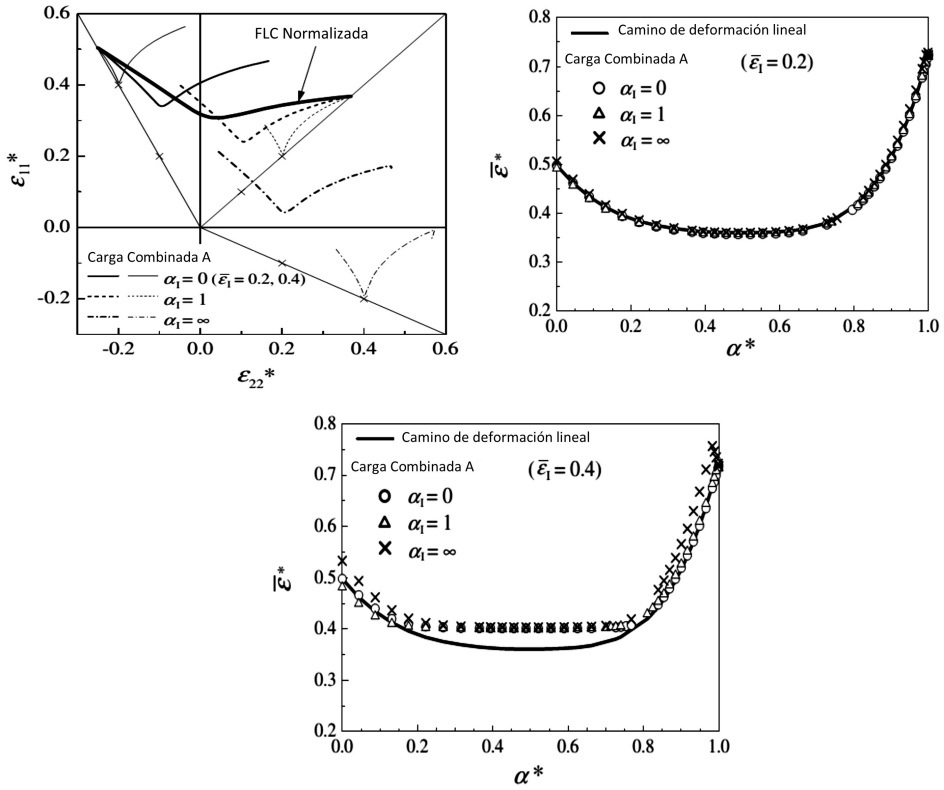


Figura 1.15: Límites de conformado en el espacio de las deformaciones (CLC) y de la deformación plástica equivalente (epFLC) donde se aprecia el carácter dinámico de la CLC con respecto a la historia de carga y la insensibilidad de la epFLC con respecto de las mismas (Yoshida y Kuwabara, 2007).

Una variante de dicha curva fue posteriormente propuesta por Zeng *et al.* (2009). En ésta, la transformación se hace al espacio de deformación plástica equivalente, (ε_{eq}^p), frente a la relación de deformaciones principales (dirección del flujo

del material), $\beta = d\epsilon_2/d\epsilon_1$. La Figura 1.16 ilustra un esquema de las variables involucradas en la propuesta y la forma de la curva epFLC en el nuevo espacio para un modelo de endurecimiento isótropo. Una reciente aplicación práctica de esta metodología ha sido realizada por He *et ál.* (2014). Se presenta un estudio analítico basado en el modelo M-K y se analiza la influencia del modelo de endurecimiento elegido, isótropo ó cinemático, sobre los límites de conformado estimados utilizando como criterio de fallo la curva epFLC. Por un lado, estudió un proceso consistente en dos cargas proporcionales diferentes con descarga intermedia (tipo A), y por otro lado, un cambio abrupto de dirección sin descarga intermedia (tipo B), semejante a la utilizada en Yoshida y Kuwabara (2007). Los resultados muestran que la curva epFLC es independiente al camino de deformación cuando los niveles de pre-deformación están por debajo del valor FLC_0 . Además concluyó que la elección de un modelo de endurecimiento que represente bien el efecto Bauschinger cuando existen descargas o inversiones de carga es fundamental a la hora de evaluar los límites de conformado. Por otro lado, Min *et ál.* (2014) ha realizado un estudio donde utiliza la curva epFLC propuesta por Zeng *et ál.* (2009) en procesos en los que se realiza un tratamiento térmico de recocido al material entre las distintas etapas de conformado, a fin de recuperar cierta ductilidad. Encontró que dicha curva refleja acertadamente la conformabilidad de la chapa durante todo el proceso de conformado, siendo menos sensible a la historia de carga y al tratamiento térmico que la tradicional CLC en deformaciones.

Muy recientemente, Stoughton y Yoon (2012) han propuesto una nueva metodología basada en la propuesta por Zeng *et ál.* (2009). Ahora, se propone trasladar la curva epFLC del espacio ϵ_{eq}^p vs. β en coordenadas cartesianas (ver Figura 1.16) a coordenadas polares, tomando como radio el valor de la deformación plástica equivalente (ϵ_{eq}^p) y tomando como variable angular la dirección del camino de deformaciones principales, esto es, $\beta = d\epsilon_2/d\epsilon_1$. Así, el nuevo espacio queda representado por $\epsilon_{eq}^p * \cos\beta$ vs. $\epsilon_{eq}^p * \sin\beta$, como se observa en la Figura 1.17. Esta nueva curva será referida como epFLC polar.

La principal ventaja de este cambio de variables es que las direcciones del tradicional CLC en deformaciones se mantienen en este nuevo espacio epFLC polar, es decir, un camino uniaxial en el espacio de las deformaciones principales se traslada en la misma dirección en el espacio polar. Esto no será así en las otras propuestas, ni en las basadas en tensiones, ni aquellas en deformaciones plásticas equivalente previas (Yoshida y Kuwabara, 2007; Zeng *et ál.*, 2009), siendo el espacio epFLC polar más intuitivo en su uso.

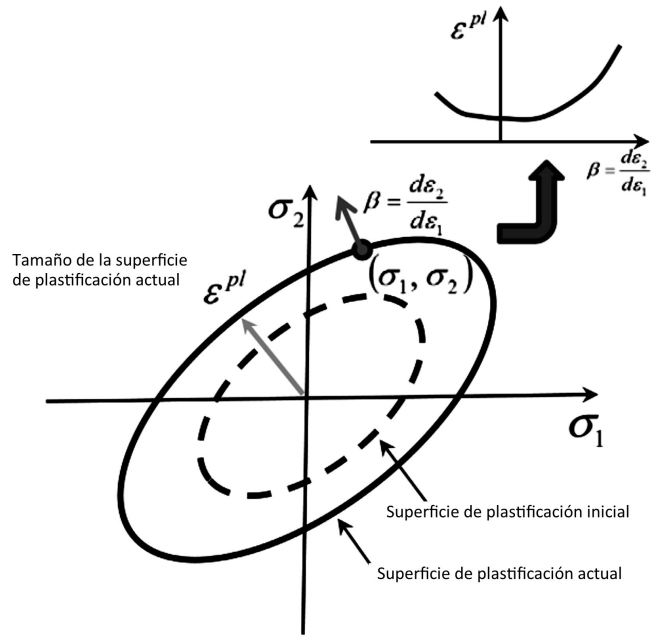


Figura 1.16: Esquema que ilustra el proceso de obtención de la curva epFLC para un modelo de endurecimiento isótropo (He *et ál.*, 2014).

Por otro lado los mismo autores, Stoughton y Yoon (2012) comprobaron que las curvas basadas en tensiones y aquellas basadas en deformación plástica equivalente, en sus distintas formas, son matemáticamente equivalentes. Una descripción simple pero útil de este hecho la podemos encontrar en el esquema mostrado en la Figura 1.18, donde todas las ecuaciones están basadas en el modelo de plasticidad anisótropa de Hill. Se pone de manifiesto como las relaciones matemáticas para calcular las diferentes variables, correspondientes a las diferentes métricas, forman parte de un mismo sistema de ecuaciones cerrado y por tanto sus capacidades como herramientas de predicción deben ser similares.

Una aplicación reciente de esta metodología se puede encontrar en Rojek *et ál.* (2013), en la que se realiza un estudio experimental sobre chapas de acero DC04 de 1mm de espesor mediante ensayos tipo Nakazima. Las probetas fueron sometidas previamente a pre-deformaciones longitudinales (0°) y transversalmente (90°) hasta niveles del orden de 13 %, induciendo caminos de deformación no proporcionales complejos. Los resultados mostraron que las curvas FLSC y la epFLC

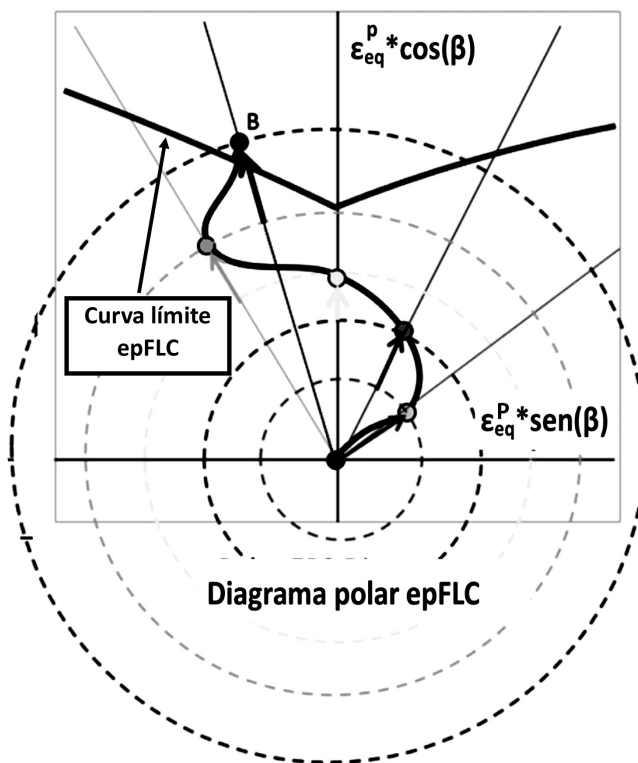


Figura 1.17: Esquema de una curva epFLC en el espacio polar, ϵ_{eq}^P vs β , y ejemplo de un camino de deformación en el mismo espacio para un proceso de conformado (Stoughton y Yoon, 2012).

polar son independientes de la historia de deformación excepto para valores de pre-deformación cercanos a la CLC original. Por otro lado se formuló una nueva metodología, la cual consistió en el uso de la ϵ_3 como variable característica del fallo en lugar de la ϵ_{eq}^P . Según el autor, ésta aporta mejores resultados que la propuesta original y mejora la insensibilidad a la historia de carga.

En resumen, la reciente curva basada en deformación plástica equivalente en el espacio polar (epFLC polar) es hoy en día junto a la FLSC, una alternativa adecuada para evaluar la conformabilidad en un proceso general, independientemente de su no proporcionalidad. Algunas de sus ventajas son el alto grado de insensibilidad al proceso de carga, la conservación de la dirección en los caminos

Modelo de anisotropía normal de Hill

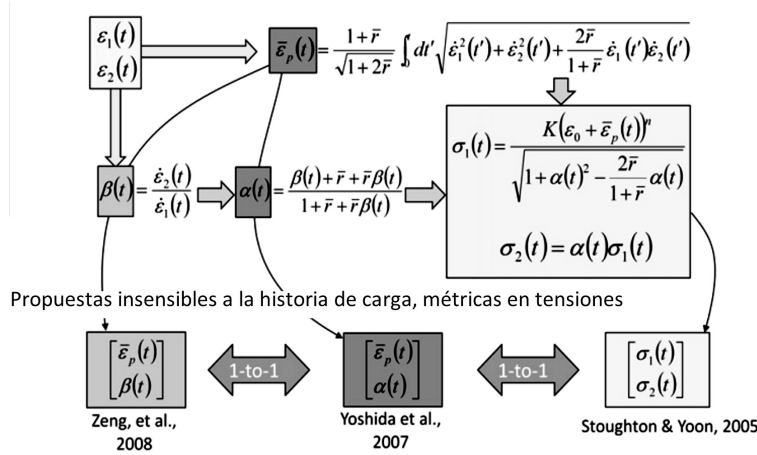


Figura 1.18: Diagrama de flujo del sistema de ecuaciones de la plasticidad que relacionan las diferentes curvas de fallo con métrica en tensiones (Stoughton y Yoon, 2012).

de carga respecto al espacio de deformaciones principales (sólo la métrica en el espacio polar), haciendo más intuitivo su uso, y el hecho de poseer una escala más apreciable que en el espacio de las tensiones, lo cual permite diferenciar más fácilmente y de forma más precisa la condición de fallo o el margen de seguridad. Es importante puntualizar que esta metodología, aún empleando una variable de deformación (ϵ_{eq}^p), se considera una métrica en tensiones y no en deformaciones, debido a que para la obtención de dicha variable (ϵ_{eq}^p) es preciso emplear un modelo constitutivo de material (Stoughton y Yoon, 2012). Por este motivo, al igual que ocurría con el espacio de las tensiones, será fundamental caracterizar el material adecuadamente. Una muy buena discusión sobre este aspecto la podemos encontrar en Werber *et ál.* (2013).

Por todo ello, la curva epFLC polar será otro de los modelos de predicción de fallo que se emplearán en capítulos posteriores.

1.6. Influencia de la flexión en el fallo de la chapa

Los estados habitualmente presentes en la mayor parte de los procesos de conformado de chapas son la tracción y la flexión. Éstos últimos aparecen en aquellas operaciones donde las herramientas tengan zonas curvadas, existiendo por tanto,

siempre en mayor o menor medida. Así, en procesos de doblado al aire, la flexión es predominante, mientras que en procesos de estirado, estampación, aunque es la tracción el más relevante, también la flexión puede llegar a ser significativa en aquellas zonas geométricamente exigentes, e. g. pequeños radios de curvatura en punzones ó matrices.

La existencia de la flexión genera un gradiente de tensiones y deformaciones a través del espesor de la chapa, lo que influye decisivamente en el desarrollo del fallo. Tradicionalmente, el efecto de dicho gradiente no ha sido tenido en cuenta cuando los esfuerzos predominantes son de tracción, debido al pequeño espesor de la chapa. Sin embargo, en los últimos tiempos la atención se ha centrado en tratar de cuantificar el efecto que tiene en el fallo una distribución no uniforme de tensión/deformación en el espesor, a fin de ser más precisos en la cuantificación de los límites de conformado de una chapa en diferentes situaciones reales. De esta forma, los procesos de fabricación pueden ser optimizados de una manera adecuada.

A continuación, se realiza una revisión de los trabajos experimentales y teóricos-numéricos más destacados sobre el fallo de la chapa en operaciones en las que aunque la tracción es dominante, la flexión influye claramente en la conformabilidad del material.

1.6.1. Evidencias experimentales del efecto de la flexión

La primera tentativa para caracterizar el efecto de la combinación de esfuerzos de tracción y flexión fue hecha por Melbourne *et al.* (1973). Estos presentaron unos ensayos que se conocen como ensayos angulares de estirado con flexión (Angular Stretch Bend Test, ASBT), en los que se empleaban punzones cilíndricos con radios pequeños ($1 - 20mm$) para propiciar el efecto de la flexión. Las probetas eran de forma rectangular con una región central más estrecha para asegurar el fallo de la chapa en dicha zona. Los ensayos originales inducían un estado de tracción uniaxial. La Figura 1.19 muestra un esquema de este tipo de ensayos.

Pero fue poco después, en los trabajos de Ghosh y Hecker (1974) y Charpentier (1975), donde se evidenció la influencia de la curvatura del punzón en los límites de conformado del material. Las CLC obtenidas con punzones hemisféricos o elípticos (out of plane test), en los que existe una componente de flexión importante, se situaban sustancialmente por encima de los obtenidos bajo condiciones de deformación uniforme en el espesor (in plane test, Marciniak). Ghosh y Hecker (1974) encontraron diferencias en torno al 12-15 % en los límites de fallo por estricción

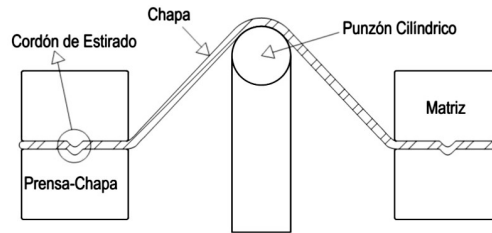


Figura 1.19: Esquema de los ensayos ASBT.

obtenidos con punzón hemisférico $\phi 100\text{mm}$ y punzón plano en chapas de acero al bajo carbono de 1mm de espesor. Igualmente, comparó la distribución de la deformación principal máxima (ϵ_1) a lo largo de la chapa en ensayos con tensión en el plano y fuera del plano, en aceros bajo condiciones cercanas a estados equibiaxiales. Como se observa en la Figura 1.20 se apreció claramente el gradiente de deformaciones existentes en los ensayos fuera del plano y cómo el nivel característico de deformación límite al comienzo de la estricción era mayor que en los in-plane tests.

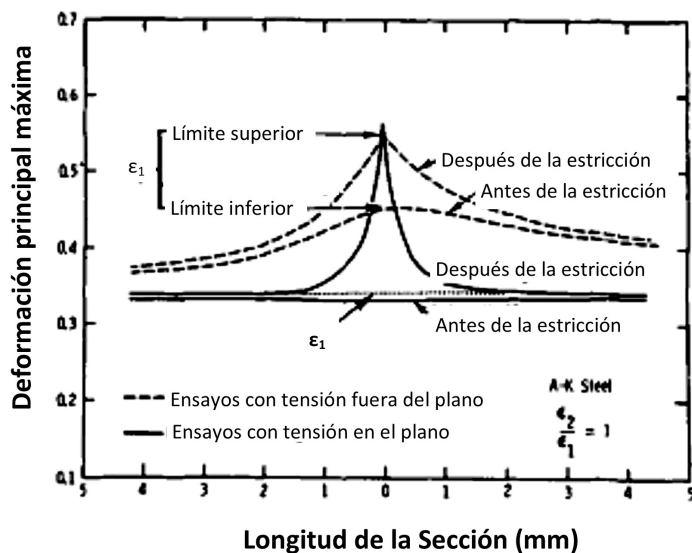


Figura 1.20: Distribución de la deformación principal máxima en ensayos de estirado en el plano y fuera del plano (Ghosh y Hecker, 1974).

Por otro lado, Charpentier (1975) realizó ensayos de estirado para chapas de aceros calmados de bajo carbono de $1,85\text{mm}$ de espesor. En los ensayos utilizó punzones con formas elípticas y hemisféricas de diferentes radios y punzones planos. Los resultados mostraron que las deformaciones límite se situaron consistentemente por encima a medida que el radio de curvatura es menor, es decir, a medida que el gradiente es más severo. Para cuantificar el nivel de flexión en el proceso utilizó la relación entre el espesor de la chapa y el radio del punzón (t/R). La Figura 1.21 ilustra dicha ganancia de conformabilidad frente a dicho parámetro t/R .

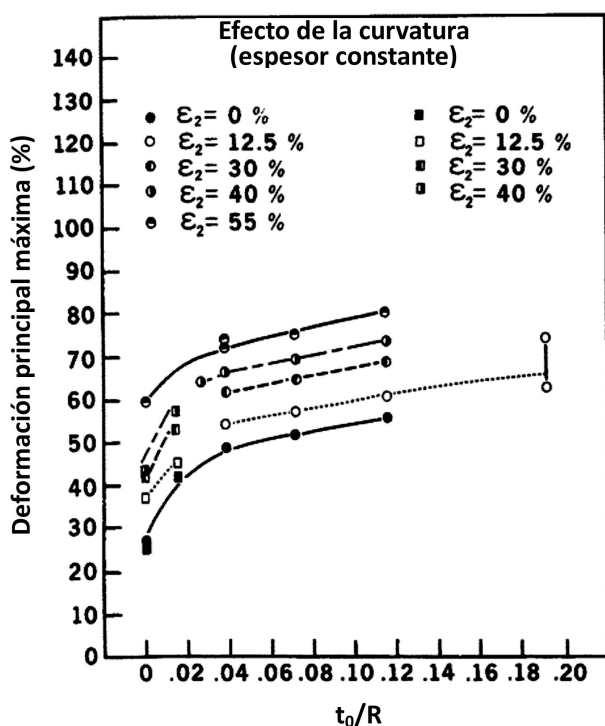


Figura 1.21: Incremento de la deformación límite de conformado (ϵ_1) en ensayos de estirado con respecto a la relación t_0/R sobre chapas de acero calmado al bajo carbono (Charpentier, 1975).

En la misma línea de trabajo, Uko *et ál.* (1977) realizó ensayos experimentales ASBT sobre aceros de alta resistencia baja aleación (HSLA). Utilizó 6 punzones de diferentes diámetros comprendidos entre $\phi 19\text{mm}$ a $\phi 2,4\text{mm}$. Se centró en ana-

lizar las distribuciones espaciales y evoluciones temporales de las deformaciones principales que había en la línea de doblado, en las superficies interna y externa de la chapa. Una de las principales observaciones encontradas fue que la fractura siempre ocurría a una deformación equivalente constante en la cara externa para un material dado, sin importar el radio del punzón utilizado o el espesor de la chapa. Sin embargo, dicha deformación no coincidía con la observada en ensayos de tracción y por ello no fue un resultado concluyente. Comprobaron que en la zona de fallo las deformaciones en el espesor (ε_3) eran siempre de compresión (reducción de espesor) y aproximadamente iguales en ambas superficies de la chapa. La deformación principal máxima (ε_1) era siempre de tracción en la cara externa, pero en la cara interna era inicialmente de compresión. Concluyeron que el modo de deformación en el contacto chapa-punzón es un fenómeno complejo y que hacían falta más ensayos para estudiar y clarificar los mecanismos del proceso de deformación.

Por otro lado, Demeri (1981) realizó ensayos ASBT y tipo Nakazima sobre aceros al carbono y aceros de alta resistencia (HSLA y DP), a fin de proponer reglas de diseño para procesos de estampación, en los que se combinan esfuerzos de tracción-flexión, basándose en el radio de punzón (R), espesor de la chapa (t) y la carrera del punzón en el instante de carga máxima (H). Construyó familias de curvas que relacionan dichos 3 parámetros, tal y como se aprecia en la Figura 1.22 y las denominó curvas RtH . A tenor de los resultados, comprobó que la existencia de una componente de flexión en el espesor retrasaba el fallo por estricción y por tanto, aumentaban los límites de conformado del material.

Más recientemente, Sadagopan *et al.* (2003) realizaron un estudio experimental basados en ensayos ASBT y centrados en varios aceros HSS. Representaron el desplazamiento del punzón (H) cuando ocurría la máxima carga frente la relación entre el radio del punzón y el espesor de la chapa (R/t). Pusieron de manifiesto que H tiene una fuerte dependencia de R/t para valores pequeños de ésta, mientras que para valores altos la influencia es prácticamente despreciable. Basados en estos resultados concluyeron que más allá de un cierto valor de R/t el efecto de la flexión sobre la conformabilidad del material es mínimo. Col y Balan (2007) presentaron un estudio conceptual donde se explica de manera sencilla la razón del aumento de conformabilidad en los ensayos de estirado con flexión, recayendo ésta en los gradientes de deformación y tensión a través del espesor de la chapa. Por ello, y dada la gran importancia de este factor para la correcta predicción del fallo, propuso un nuevo concepto de DLC en 3D. Dicho nuevo diagrama o SLC

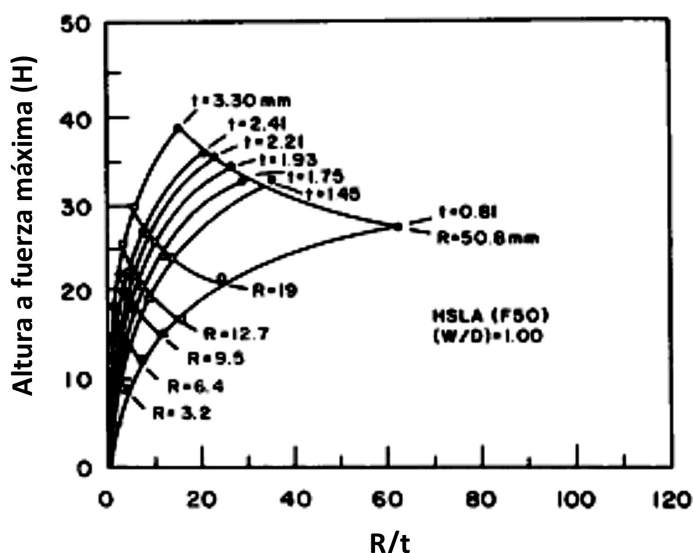


Figura 1.22: Diagrama RtH para chapas de un acero HSLA de diferentes espesores y radios de punzón (Demeri, 1981).

(Superficie Límite de Conformado) consiste en generalizar el DLC tradicional (ε_1 vs. ε_2), válido sólo en piezas con curvatura limitada, introduciendo la influencia de la flexión en un tercer eje que representa la relación t/R . Así, a mayor valor de ésta, mayor gradiente de deformaciones y por tanto, mayor capacidad de conformado del material.

Siguiendo todas las ideas anteriores, Kitting *et ál.* (2008), Kitting *et ál.* (2009b), Kitting *et ál.* (2010), Kitting *et ál.* (2011) realizaron un estudio experimental del efecto del radio del punzón en la conformabilidad de chapas de acero HSS, empleando ensayos Nakazima y ASBT con punzones de diferentes radios entre 1 y 20mm. De dichos ensayos se analizaron 3 caminos de deformación, esto es, condiciones cercanas a deformación plana, tracción uniaxial y zona biaxial. Como se aprecia en la Figura 1.23, a medida que el diámetro del punzón se reduce y por tanto la flexión toma relevancia, las deformaciones límite se sitúan sistemáticamente por encima, ocurriendo en todos los estados de deformación estudiados y estando este hecho en concordancia con los trabajos descritos anteriormente. Por otro lado, observaron que el mecanismo de fallo hasta $\phi 14mm$ fue estricción localizada previa a la fractura, mientras que para punzones menores ocurría una fractura directa

en ausencia de la inestabilidad plástica. En sus trabajos más recientes trataron de formular un modelo fenomenológico basado en variables como el espesor (t), el radio de punzón (R), el camino de deformación (β) y el material, para caracterizar el ancho de la zona de estricción y cuantificar la ganancia de conformabilidad en esta tipología de ensayos. Otros trabajos que soportan todas estas evidencias anteriores son los de Liewald y Schleich (2010) y Schleich *et ál.* (2009).

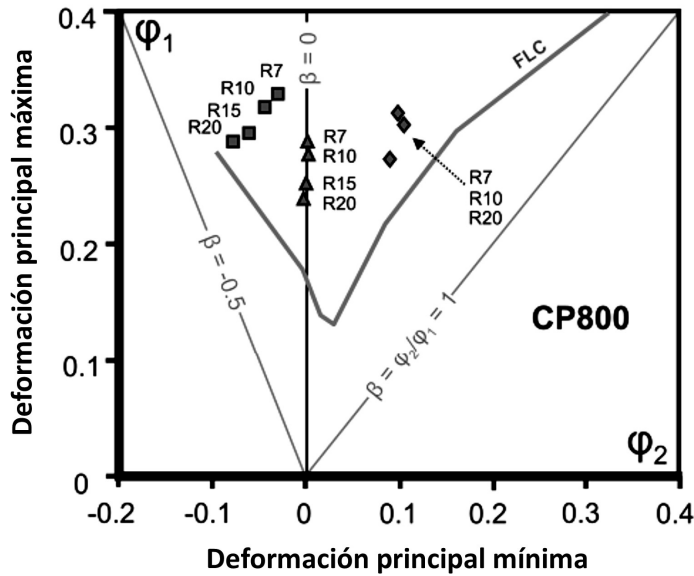


Figura 1.23: Aumento de la conformabilidad de un acero HSS bajo diferentes condiciones de estirado con flexión para todo el rango de caminos de deformación en el conformado de chapa (Kitting *et ál.*, 2011).

Por último, bajo una perspectiva un poco diferente Huang *et ál.* (2008) presentaron un estudio experimental a base de ensayos ASBT con diferentes radios de punzón sobre varios aceros de alta resistencia (HSS) y clasificó los tipos de fallo en procesos de estirado con flexión para diferentes rangos de flexión (t/R). Se observó que para valores de $R/t > 3$ (poca flexión), el fallo ocurría por estricción en los límites de la zona de contacto entre el punzón y la chapa. En el rango $1 < R/t < 3$ (flexión moderada) el fallo ocurría debido a la estricción en la zona de contacto entre el punzón y chapa. Y finalmente para el rango $R/t < 1$ (much flexión), el fallo ocurrió por fractura en ausencia de estricción previa.

1.6.2. Estudios analíticos del efecto de la flexión

En los últimos tiempos, se ha tratado también de explicar los efectos de la flexión desde una perspectiva más analítica ó teórico-numérica, a fin de poder formular posteriormente criterios que tengan en cuenta los gradientes de deformación existentes y sean capaces de predecir adecuadamente el fallo de las chapas así conformadas.

Así, Shi y Gerdeen (1991) estudiaron el efecto del gradiente de deformación y la curvatura del punzón sobre los diagramas límites de conformado para chapas anisótropas usando la teoría del gradiente de tensiones. Mediante un modelo analítico, basado en el modelo de Marciniak-Kuczynski (M-K) y empleando el criterio de plastificación de Barlat y Lian (1989), predijeron los DLC en condiciones con y sin gradientes en el espesor de la chapa para varios materiales, aceros AK, aceros HSLA y aleación de aluminio 1096. Como se observa en la Figura 1.24, las predicciones numéricas obtenidas para un acero AK estaban en buena concordancia con los datos experimentales. En esta misma línea McClintock y Zheng (1993), realizaron un modelo analítico basado en las relaciones de la plasticidad, para analizar los fenómenos de estricción localizada y de fractura dúctil en estados de deformación plana para probetas sometidas a gradientes de deformación transversal.

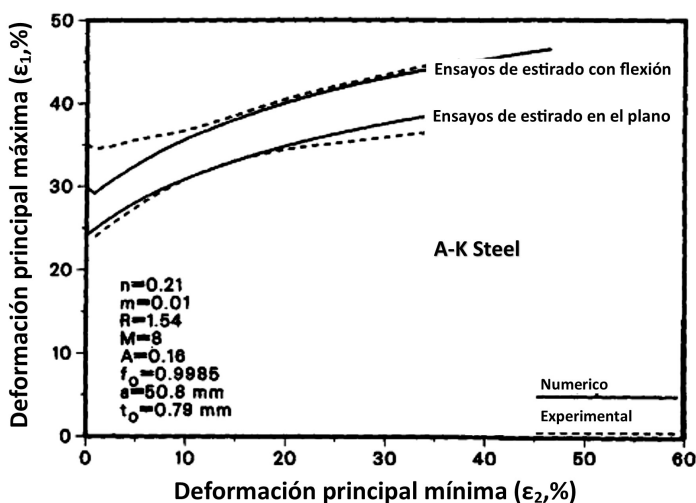


Figura 1.24: Datos experimentales y predicciones numéricas del lado derecho del DLC para un acero AK en condiciones de estirado en el plano y fuera del plano (Shi y Gerdeen, 1991).

Pero, tal vez, los trabajos más relevantes son los de Tharrett y Stoughton (2003a,b), los cuales analizan los límites de conformado en chapas metálicas de acero, latón y aluminio sometidas a estirado con flexión bajo condiciones de deformación plana. Se puso de manifiesto que en relaciones de t/R pequeñas ó moderada, o sea, cuando domina la tracción frente la flexión, el fallo está controlado por estricción localizada. En dichas situaciones, la inestabilidad plástica ocurre cuando en la fibra interior de la chapa (la menos deformada) se alcanza un nivel de deformación similar a la deformación límite de conformado de la CLC. A dicho criterio se le denominó regla de la cara cóncava (Concave Side Rule, CSR). Posteriormente, Stoughton (2008) y Stoughton y Yoon (2011) propusieron un modelo de predicción de fallo, capaz de diferenciar entre estricción localizada, agrietamiento superficial y fractura dúctil en el espesor. Dicho modelo, debido a las inversiones de la carga y caminos no proporcionales observados en los ensayos ASBT, analiza las evoluciones de tensiones en el espesor de la chapa y predice de forma razonable resultados experimentales bajo condiciones de tracción uniforme, tracción-flexión y flexión pura.

Otros estudios teóricos-numéricos sobre la influencia del radio de las herramientas de conformado sobre los límites de conformado en procesos de flexión con tracción son los realizados por Xia y Zeng (2008) y He *et ál.* (2013). En dichos estudios se consideró un modelo de elementos finitos para simular el proceso desde el inicio hasta antes del comienzo de la estricción y emplearon un modelo M-K modificado para predecir la inestabilidad plástica. El estudio se centró en los aceros AHSS, emplearon modelos de endurecimiento isótropo y cinemático y utilizaron el criterio de plastificación propuesto por Hill (1948). De sus resultados, concluyeron que a medida que el material es deformado por herramientas con diámetros más pequeños, la capacidad de endurecimiento es mayor, dicho de otra forma, el material sometido a más flexión (R/t_0 menor) tiene más capacidad de endurecerse en el proceso de conformado, pudiendo alcanzar niveles de deformaciones límite más altos antes del fallo como se observa en la Figura 1.25.

Desde una perspectiva algo distinta, los trabajos de Assempour *et ál.* (2010), Emmens y van den Boogaard (2010a), Hashemi y Abrinia (2014) ponen de manifiesto que la existencia de una tensión normal a través del espesor (σ_3) de compresión incrementa los límites de conformabilidad de la chapa. Es preciso notar que dichas tensiones (σ_3) se intensifican en los ensayos de estirado con flexión a medida que el radio del punzón es menor, como consecuencia de una menor zona de contacto, y por tanto es fundamental su consideración en los criterios de pre-

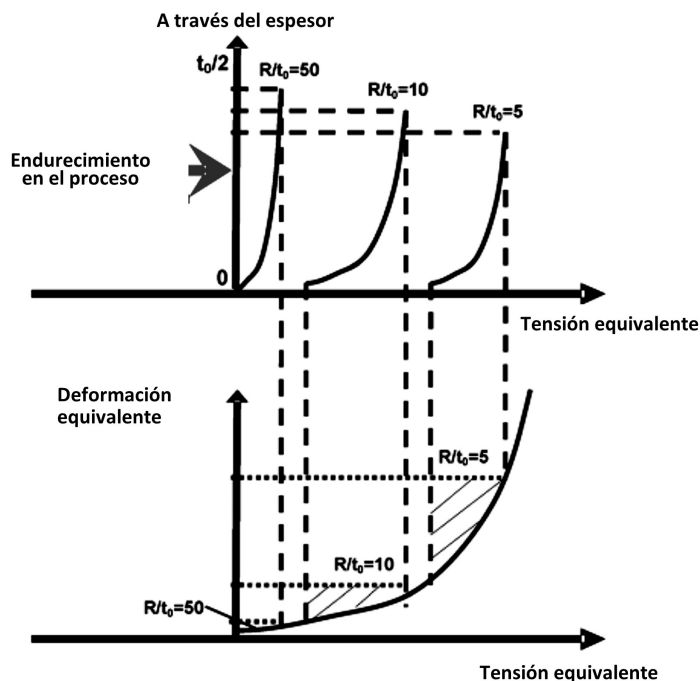


Figura 1.25: Curva de endurecimiento del material y niveles de endurecimiento alcanzados para diferentes niveles de flexión (R/t_0) durante un proceso (He *et ál.*, 2013).

dicción del fallo, tal y como se mencionó con anterioridad. Así, Assempour *et ál.* (2010) propuso un modelo analítico que inducía el efecto de (σ_3) a través de su valor promedio corregido por un factor que consideraba la variación ó gradiente de las deformaciones a través del espesor de la chapa. Hashemi y Abrinia (2014) empleó el modelo de M-K modificado para incluir el efecto de las tensiones (σ_3) y empleó los diagramas XSFLC, propuestos por Simha *et ál.* (2007), para caracterizar tanto la independencia del camino de deformación como la influencia de la tensión transversal en la conformabilidad del material.

Más recientemente, Morales *et ál.* (2010), Morales-Palma *et ál.* (2013), Martínez-Donaire (2012) investigaron de manera analítica y numérica el efecto que tiene la tensión σ_3 y los gradientes de tensiones y deformaciones a través del espesor de la chapa sobre la conformabilidad del material. Dichos modelos teóricos-numéricos son capaces de simular las inversiones de las deformaciones que ocurren en la cara interna de la chapa y reproducen la historia de carga del material en un proceso

general de tracción-flexión. Igualmente, propusieron un modelo que considera que el fallo por estricción ocurre cuando el valor característico de tensión en un cierto volumen a través del espesor de la chapa alcanza un nivel predeterminado. Las predicciones analíticas y numéricas de los límites de conformado con este modelo están en concordancia con los límites experimentales encontrados en la literatura y con resultados propios. La Figura 1.26 muestra los caminos de deformación para la cara interna y externa para un caso analizado en dichos estudios, queda patente la no linealidad de los caminos de deformación.

En términos generales son pocos los trabajos que han intentado explicar los efectos que se generan cuando tenemos procesos en los que existen una combinación de esfuerzos de tracción y flexión. A manera de resumen, se puede decir que las principales características de los procesos de estirado con flexión son el carácter tridimensional de las tensiones, la existencia de tensiones en el espesor negativas, los acusados gradientes de tensiones y deformaciones a través del espesor de la chapa y en el plano de esta y las inversiones de las deformaciones en el material situado cerca de la cara interna de la chapa. Todos estos aspectos son los responsables del incremento sustancial en la conformabilidad de la chapa en tales condiciones.

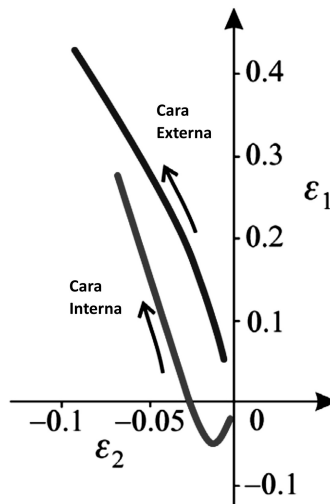


Figura 1.26: Caminos de deformación en un proceso de estirado con flexión descritos por un punto en la cara externa y otro en la interna de la chapa (Morales-Palma *et ál.*, 2013).

1.6.3. Modelos de predicción del fallo bajo gradientes de deformación/tensión

El número de trabajos que proponen criterios de predicción del fallo en situaciones de gradientes de deformaciones y tensiones en el espesor es escaso. Una revisión de criterios de fallo en chapas puede encontrarse en (Wierzbicki *et ál.*, 2005; Björklund *et ál.*, 2013). Los métodos clásicos de predicción del fallo en chapas asumen una distribución uniforme de deformación/tensión en el espesor de la chapa. La influencia de los gradientes de tensiones y deformaciones ha sido tenida en cuenta usualmente tomando como tensiones y deformaciones representativas en la chapa los valores medio a través del espesor. Esta simplificación, conocida como Regla del Plano Medio (Mid-Plane-Rule) puede resultar adecuada cuando los efectos de la flexión son suaves. Sin embargo, cuando éstos son significativos, puede conducir a resultados erróneos y muy conservadores (Tharrett y Stoughton, 2003a,b). Otra alternativa más reciente ha sido la Regla de la Cara Cóncava (concave Side Rule, CSR) para el fallo por estricción, anteriormente introducida, publicada por Tharrett y Stoughton (2003a,b), la cual pone de manifiesto la necesidad de analizar las distintas capas de material en el espesor para comprender el mecanismo de deformación y poder predecir el fallo con precisión.

A continuación, se describe el mecanismo de fallo de una chapa metálica siguiendo las ideas de Col y Balan (2007); Morales-Palma *et ál.* (2013); Martínez-Donaire (2012). La Figura 1.27 (arriba), muestra un esquema de la distribución de las deformaciones a través del espesor en un proceso de estirado en el plano, en la cual se observa claramente un perfil uniforme en todas las capas de material. Este tipo de situaciones, en las que no hay gradiente en el espesor, es típico en los ensayos con punzón plano (tipo Marciniak), en piezas conformadas en zonas sin curvatura, etc. En estos casos el fallo, ya sea por estricción localizada o fractura directa, dependiendo de la ductilidad y estado de deformaciones, está controlado por cualquiera de las capas de material, ya que el valor crítico se alcanzará al mismo tiempo en todas. En cambio, la Figura 1.27 (centro), ilustra la distribución de deformación en la chapa cuando ésta es sometida a la acción simultánea de tracción y flexión, esquematizando un proceso donde la tracción es dominante y la flexión es moderada. Esta distribución es típica en operaciones de estirado o procesos de estampación con radios de curvatura suaves (stretch-bending) en los que la estricción es el mecanismo de fallo habitual. Así, aunque las fibras exteriores alcanzan más deformaciones para la misma condición de inestabilidad plástica que en el caso de la distribución uniforme, las capas de material por debajo menos

deformadas, retrasan el fallo por estricción de la sección completa.

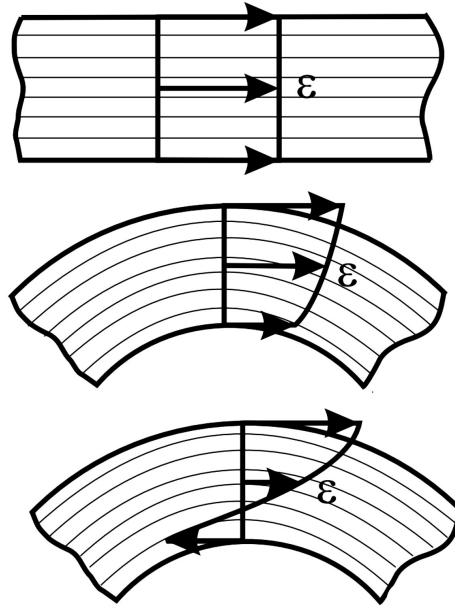


Figura 1.27: Esquema de las diferentes distribuciones de la deformación principal máxima, ε_1 , a través del espesor de la chapa en procesos de estirado sin flexión (arriba), con flexión moderada (centro) y con mucha flexión (abajo).

Por último, para aquellos casos en los que los esfuerzos de flexión son dominantes, e. g. doblado al aire o rebordeado, la distribución de deformaciones que se genera se muestra en la Figura 1.27 (abajo). En dicha configuración, las capas de la cara interior del material están sometidas a compresión, por lo que el mecanismo de estricción, el cual es una inestabilidad en tracción, está inhibido y el fallo ocurre por fractura dúctil directamente. En este caso, el mecanismo de fallo está asociado a la aparición de grietas en las capas más deformadas, esto es, la cara externa.

Bajo este panorama, dependiendo de la severidad del gradiente, ocurrirá un fallo por estricción cuando todas las capas alcancen la inestabilidad plástica o por fractura cuando la cara exterior alcance la curva de fractura del material. En línea con estas ideas, la regla de la cara cóncava (Tharrett y Stoughton, 2003a; Stoughton, 2008), propone que, en situaciones de tracción-flexión, la estricción ocurre cuando la deformación en la cara cóncava (cara inferior menos deformada)

alcanza la deformación límite de estricción en el plano, es decir, aquella obtenida en ensayos en los que no hay efectos de flexión (CLC tradicional). Por analogía, la regla de la cara convexa (Morales-Palma *et ál.*, 2013; Morales, 2011) asume que el fallo por fractura sucede cuando la cara exterior alcanza la deformación límite de fractura en un ensayo sin flexión (CLF). En cualquier caso, ambas reglas de la cara cóncava y convexa han mostrado ciertas limitaciones para la predicción de resultados consistentes con datos experimentales cuando los radios de punzón eran pequeños (Vallellano *et ál.*, 2008; Kitting *et ál.*, 2009a; Morales *et ál.*, 2010). En adelante, el análisis se centrará en el fallo por estricción, al ser éste el habitual en procesos de conformado de chapas dúctiles, como es el caso del acero H240LA-O3 analizado en este trabajo.

Una de las limitaciones de estos modelos de predicción del fallo es que en situaciones con gradientes asumen intrínsecamente como valores límite a aquellas deformaciones evaluadas en ensayos sin flexión, es decir, la CLC tradicional. Sin embargo, como ya se analizó previamente, dicha curva límite en deformaciones es válida únicamente en ensayos de carga proporcional, ya que quedó patente su fuerte dependencia con la historia de carga y la existencia de caminos complejos de deformación.

Dado que las operaciones de estirado con flexión son inherentemente no proporcionales (Hotz y Timm, 2008; Uko *et ál.*, 1977), la solución más adecuada para tener en cuenta los efectos de la historia de carga en la evolución de la conformabilidad en situaciones con flexión es emplear espacios ó métricas insensibles a la misma. Estas métricas, independientes del camino y discutidas anteriormente, consistirán en la transformación de la CLC en deformación al espacio de las tensiones, $\sigma_1 - \sigma_3$ vs. $\sigma_2 - \sigma_3$, (FLSC) y al plano de deformaciones plásticas equivalentes, $\varepsilon_{eq}^p * \cos(\beta)$ vs. $\varepsilon_{eq}^p * \sin(\beta)$, (epFLC). Estas nuevas curvas definen satisfactoriamente los valores límite que se podrán emplear en los modelos de predicción del fallo posteriormente.

Último, un enfoque más realista, desde un punto de vista físico, consiste en asumir que no es sólo una fibra (la cara interior) la que controla el fallo por estricción de una sección completa, sino que es un determinado volumen de material situado alrededor de la cara interior (Martínez-Donaire *et ál.*, 2012; Martínez-Donaire, 2012; Vallellano *et ál.*, 2010a; Morales-Palma *et ál.*, 2013; Morales *et ál.*, 2009). Por tanto, el fallo estará controlado por un valor característico, ya sea de tensión ó deformación, en dicho volumen crítico, el cual estará ligado a las propiedades microestructural del material. La idea de considerar un volumen de material está

basada en la teoría de la distancia crítica (Taylor, 2007). Esta teoría encuentra sus bases en los trabajos de Neuber (1946) y de Peterson (1959), los cuales se centran en predecir el comportamiento a fatiga de componentes con concentradores de tensión, en los que existe un apreciable gradiente de tensiones y deformaciones en el material. Dichos trabajos han sido recientemente revisados por Taylor y adaptados con muy buenos resultados para problemas de fatiga, fractura dúctil y frágil en distintos materiales.

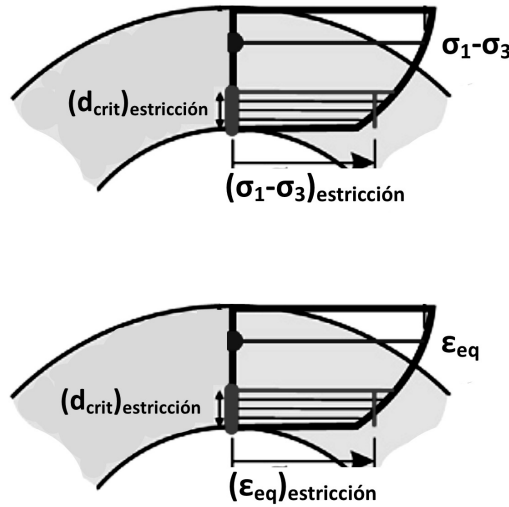


Figura 1.28: Esquema del modelo de fallo propuesto para estricción localizada.

Siguiendo las ideas anteriores, la propuesta de un criterio de fallo robusto en situaciones con gradientes de deformación/tensión requerirá, por un lado, reformular la curva límite a espacios o métricas independientes de la historia de carga y por otro lado, la necesidad de analizar el daño en un cierto volumen crítico que previsiblemente estará relacionado con la microestructura del material. De esta forma, en este trabajo se emplea un modelo para evaluar el fallo por estricción en proceso de estirado con flexión en dos variantes. La primera, emplea el espacio de las tensiones principales como variables características del fallo. Así, se postula que el inicio de la estricción localizada comienza cuando el valor promedio de las tensiones, $\sigma_1 - \sigma_3$ vs. $\sigma_2 - \sigma_3$, en una determinada distancia crítica (d_{crit}) (Vallellano *et ál.*, 2010b)

medida desde la cara interior de la chapa (cara cóncava), intersecta la curva límite de estricción en tensiones, FLSC (véase Figura 1.28, arriba). La segunda variante emplea el plano polar de la deformación plástica equivalente (ε_{eq}^p) y la relación local de deformación del material ($\beta = d\epsilon_2/d\epsilon_1$), $\varepsilon_{eq}^p * \cos(\beta)$ vs. $\varepsilon_{eq}^p * \sin(\beta)$. Así, se establece que el inicio de la estricción localizada comienza cuando el valor promedio de la deformación, $\varepsilon_{eq}^p * \cos(\beta)$ vs. $\varepsilon_{eq}^p * \sin(\beta)$ en una determinada distancia crítica (d_{crit}), medida desde la cara interior de la chapa (cara cóncava), intersecta la curva límite de estricción de deformación plástica equivalente polar (epFLC polar).

En capítulos posteriores, se aplicarán dichos modelos de fallo a chapas de un acero de alta resistencia baja aleación H240LA de 1,2mm de espesor, sometidas a distintos gradientes de deformación/tensión en el espesor. Las evoluciones de tensión y deformación plástica equivalente se obtendrán de un modelo de elementos finitos.

Capítulo 2

Caracterización experimental de la chapa de acero H240LA-O3

En este capítulo se presentan los ensayos experimentales encaminados a caracterizar mecánicamente el material. Posteriormente se utilizaran estas propiedades para predecir el fallo en chapas conformadas bajo condiciones de elevados gradientes de deformación/tensión a través del plano y el espesor de la chapa.

El material es un acero de alta resistencia y baja aleación (High Strength Low Alloy, HSLA) con denominación H240LA-O3. Su composición química se muestra en la Tabla 2.1. Éste se recibió en chapas rectangulares de dimensiones $1200mm \times 525mm \times 1,20mm$ con tratamiento térmico de recocido (O3) después de la laminación en frío.

<i>C</i> (%)	<i>Mn</i> (%)	<i>Si</i> (%)	<i>P</i> (%)	<i>S</i> (%)	<i>Al</i> (%)	<i>Ni</i> (%)	<i>Ti</i> (%)
0,0746	0,3071	0,0100	0,0093	0,0142	0,0346	0,0137	0,0021

Tabla 2.1: Composición química de las chapas de acero H240LA-O3.

Dicha caracterización experimental se ha organizado en los siguientes apartados:

1. Ensayos a tracción. En éstos se obtienen las propiedades mecánicas de la chapa a tracción, siendo los parámetros más relevantes las curvas de tensión-

deformación reales (σ vs. ε), el límite elástico (σ_y), el coeficiente de Poisson (ν), el modulo elástico (E), el valor de elongación en rotura (e_u) y la resistencia a la tracción (σ_u). Dichas variables se han obtenido en la dirección de laminación de la chapa (0°), en dirección transversal (90°) y en dirección diagonal (45°). Se han estimado también los coeficientes de anisotropía plástica o coeficientes de Lankford (r_0 , r_{45} , r_{90}) a diferentes niveles de deformación durante los ensayos a fin de analizar su influencia sobre estos.

2. Ensayos tipo Nakazima. Estos están encaminados a la construcción de la curva límite de conformado por estricción localizada (CLCE). Para éstos se ha empleado un punzón hemisférico de $\phi 100mm$. Una característica fundamental de estos ensayos es que el gradiente de deformaciones a través del espesor de la chapa al comienzo de la estricción es prácticamente despreciable, debido al generoso radio de curvatura del punzón. Se han empleado dos metodologías para estimar las deformaciones límite de conformado, por un lado la propuesta por la norma ISO 12004:2-2008 (2008) y por otro, la metodología temporal propuesta por Martínez-Donaire *et ál.* (2010) ambas mencionadas en el capítulo anterior.
3. Ensayos de estirado con flexión. Estos ensayos van encaminados a estimar las deformaciones límite de conformado en presencia de un fuerte gradiente de deformaciones y tensiones a través del espesor de la chapa. Se realizaron una batería de ensayos bajo condiciones controladas de tracción-flexión, para lo cual se emplearon punzones cilíndricos con diámetros de 1, 3, 5, 10 y 20 mm a fin de inducir diferentes gradientes de deformaciones y de tensiones en el espesor de la chapa. Para estimar las deformaciones límite se ha utilizado la metodología temporal desarrollada por (Martínez-Donaire *et ál.*, 2014).
4. Fractografía macroscópica y metalografía. Se realizaron dos series de fotografías, unas con el fin de caracterizar la zona de fallo de la chapa y otras con el objetivo de medir el tamaño de grano del material. Se obtuvieron unas estimaciones experimentales de las condiciones de fractura para todos los ensayos (deformaciones límite de fractura dúctil), las cuales se obtuvieron a través de la medición de los espesores de las chapas fracturadas. Por otro lado, se empleó el método de intersecciones para estimar el tamaño de grano según la norma ASTM-E112-04.

En los siguientes apartados se exponen en detalle los diferentes ensayos realizados, los medios empleados para su ejecución y los resultados obtenidos.

2.1. Propiedades mecánicas a tracción

Los ensayos de tracción se llevaron a cabo en una máquina electro-mecánica de tracción marca INSTRON, modelo 1196 a temperatura ambiente. Los parámetros de los ensayos se seleccionaron de acuerdo a las indicaciones de las normativas de referencia ASTM E8M-08, ASTM E111-04, ASTM E132-04 y ASTM E517-00.

En la Figura 2.1 se muestra un esquema con la forma de la curva tensión contra deformación ingenieril obtenida en los ensayos realizados. Parte del ensayo se ejecutó en control de desplazamiento tomando como referencia el cabezal superior de la máquina. A fin de poder reproducir adecuadamente el tramo del comportamiento elástico y el tramo del comportamiento plástico del material, se hicieron pruebas iniciales para seleccionar parámetros de control aceptables (A,B,C, Valor de pre-carga, velocidad del ensayo, etc), los cuales se muestran en la Tabla 2.2. Durante el ensayo se necesitaron tres tramos en control de fuerza, esto con el fin de efectuar procesos de descarga de fuerza, a tres niveles diferentes de deformación y de esta forma medir solo la parte plástica de las deformaciones (ε^p), lo cual ocurre en los puntos A', B', C'. Estas deformaciones plásticas son necesarias para calcular los parámetros de Lankford.

Parámetros	Valor
Pre-carga	0,7KN
Velocidad (Control en posición)	2,12mm/min
Velocidad (Control en fuerza)	150N/s
Punto A ($\varepsilon_{A'}$)	0,14
Punto B ($\varepsilon_{B'}$)	0,18
Punto C ($\varepsilon_{C'}$)	0,22

Tabla 2.2: Valores de los parámetros fijados durante los ensayos a tracción

Durante la realización de las pruebas se registraron los datos de fuerza, desplazamiento de cabezal y deformación del extensómetro. Las señales de estas medidas fueron filtradas por un filtro analógico paso bajo (10Hz) para reducir el ruido de las mismas. Por otro lado, para la medición de la fuerza durante los ensayos se utilizó una célula de carga, cuyo fondo de escala es de 50KN y cuya resolución mínima es de $\pm 0,01KN$. La medición de la deformación se realizó mediante un extensómetro con longitud inicial de $l_0 = 50mm$, siendo la resolución del extensómetro $\pm 0,001mm$.

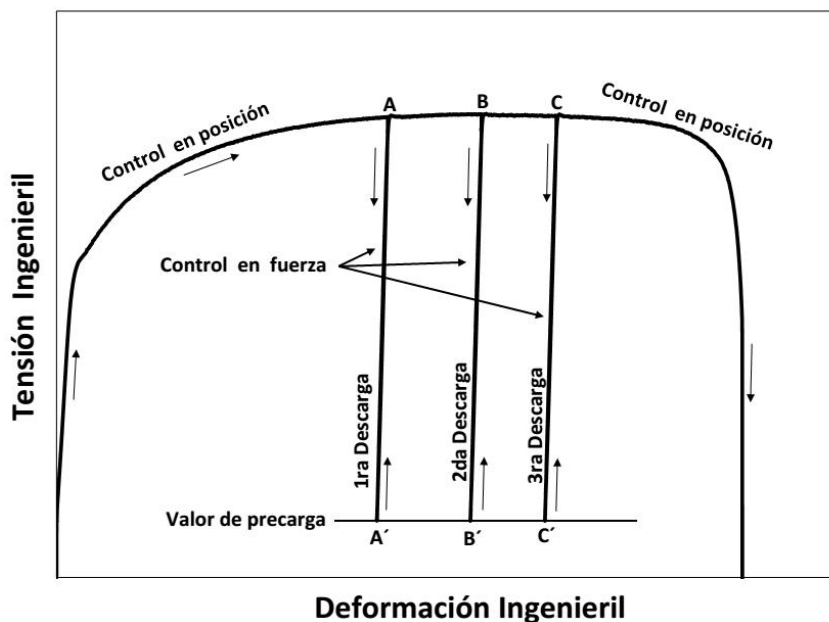


Figura 2.1: Representación de la curva tensión contra deformación ingenieril obtenida en un ensayo a tracción y los parámetros utilizados.

La geometría de las probetas utilizadas en los ensayos, al igual que las orientaciones en las cuales fueron cortadas, se muestra en la Figura 2.2. Se obtuvieron datos de al menos cinco ensayos válidos en cada una de las direcciones consideradas, esto es, en la dirección de laminación de la chapa (0°), en dirección transversal (90°) y en una dirección diagonal (45°). Las curvas experimentales obtenidas directamente de estos ensayos son las llamadas curvas de tensión frente a deformación ingenieril, las cuales se muestran en la Figura 2.3.

La tensión y la deformación ingenieril se obtienen a partir de los datos registrados mediante las siguientes relaciones:

$$s = \frac{F}{A_0} \quad , \quad e = \frac{\Delta l}{l_0} \quad (2.1)$$

donde s y e son la tensión y deformación ingenieril, respectivamente. F es la fuerza durante el ensayo, A_0 el área transversal inicial de la probeta, Δl es el incremento de longitud de la probeta medido sobre la longitud inicial del extensómetro y l_0 la longitud de referencia del mismo (50mm). A partir de estas curvas se construyen las curvas de tensión real frente a deformación real para cada orientación,

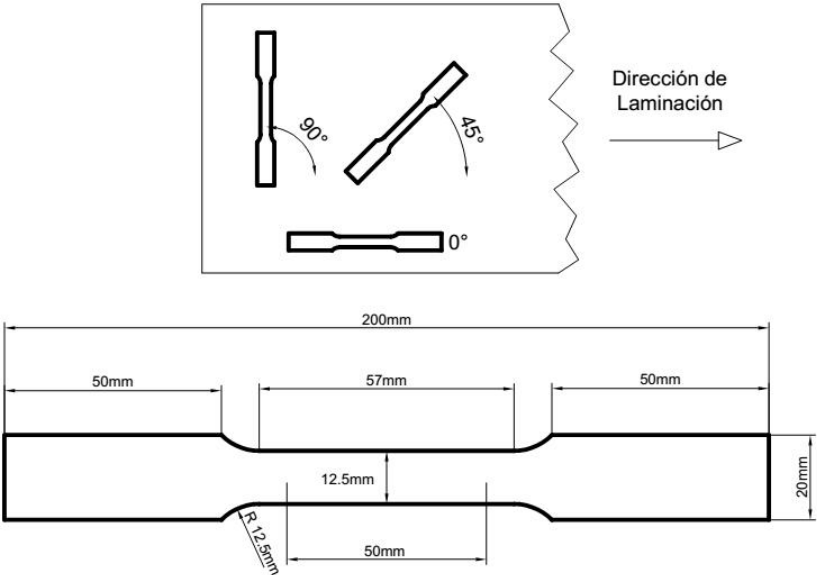


Figura 2.2: Orientaciones de las probetas de tracción ensayadas y su geometría.

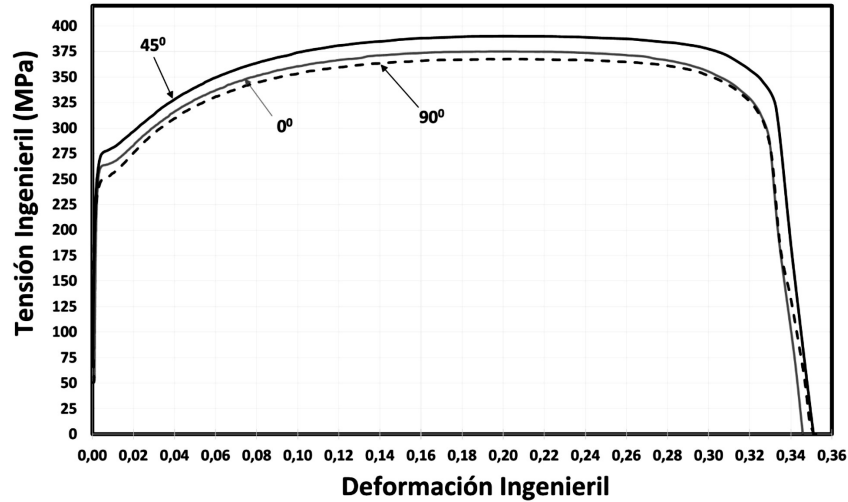


Figura 2.3: Curvas tensión-deformación ingenieril para las tres orientaciones ensayadas.

por medio de las siguientes relaciones:

$$\sigma = s(1 + e) \quad , \quad \varepsilon = \ln(1 + e) \quad (2.2)$$

donde σ es la tensión real y ε es la deformación real del material. Las Ecuaciones 2.2 tienen validez solo hasta el inicio de la estricción. Por tanto, podemos calcular las curvas tensión-deformación real hasta el rango de deformación uniforme (Davis, 2004), las cuales se muestran en la Figura 2.4.

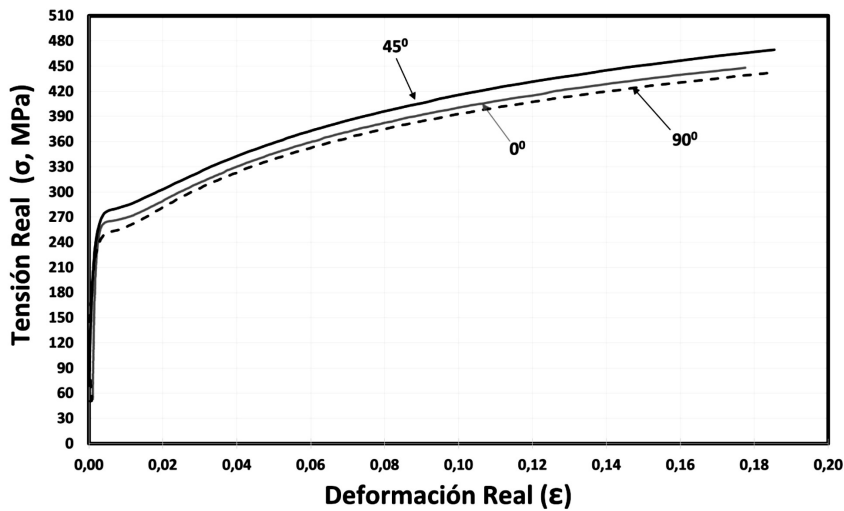


Figura 2.4: Curvas tensión-deformación real hasta el comienzo de la estricción difusa para las tres orientaciones ensayadas.

En la Tabla 2.3 se resumen las principales propiedades mecánicas de la chapa de acero H240LA-O3 de 1.2mm de espesor, obtenidas en los ensayos de tracción para cada una de las orientaciones ensayadas.

	E [GPa]	ν	$\sigma_{Y[offset=0,2\%]}, [MPa]$	UTS[MPa]	e_u
0°	206,25	0,33	253,02	380,83,0	0,35
45°	206,34	0,33	254,18	373,73	0,33
90°	207,15	0,33	250,82	364,78	0,35

Tabla 2.3: Propiedades mecánicas a tracción para las chapas de acero H240LA-O3 de 1,2mm de espesor

Por otro lado, la caracterización mecánica de la chapa se ha complementado con la evaluación de los coeficientes de Lankford (*coeficientes de anisotropía plástica*) en las tres orientaciones analizadas, r_0 , r_{45} , r_{90} . Dichos coeficientes son una medida de la capacidad de una chapa para resistir adelgazamiento cuando es sometida a esfuerzos en el plano de la misma. Así, un valor alto de r indica que el material tiene buenas propiedades para ser conformado plásticamente. A su vez, están relacionados con las orientaciones cristalográficas preferenciales dentro del metal policristalino y representan una medida de la anisotropía plástica del material (Hosford y Caddell, 2011; Marciniak *et ál.*, 2002). La evaluación de los coeficientes de anisotropía se ha hecho siguiendo las recomendaciones de la normativa ASTM E517-00, la cual establece el cálculo de los coeficientes de Lankford a partir de las deformaciones plásticas según la siguiente expresión:

$$r = \frac{\varepsilon_2^p}{\varepsilon_3^p} = -\frac{\varepsilon_2^p}{\varepsilon_1^p + \varepsilon_2^p} \quad (2.3)$$

siendo ε_2^p la deformación real plástica en dirección transversal a la de aplicación de la carga y ε_3^p la deformación real plástica en la dirección del espesor de la chapa. En dicha expresión, debido a las dificultades técnicas para medir deformaciones en el espesor (Aleksandrović *et ál.*, 2009), se ha hecho uso de la hipótesis de volumen constante durante un proceso de deformación plástica.

Al calcular los coeficientes de Lankford, uno de los aspectos importantes de la norma ASTM E517-00 a tener en cuenta es el nivel de deformación ingenieril en la dirección de la carga más adecuado para la evaluación de los coeficientes. Dicho nivel debe ser el más cercano al inicio de la estricción (cuando ocurre la carga máxima en el ensayo). Por otro lado, el valor de r debe estimarse con las deformaciones plásticas y no con las deformaciones totales. Por último, se detallan los parámetros recomendados para la realización del ensayo (velocidad, velocidad en deformaciones, etc).

A partir de los coeficientes de anisotropía plástica se calculan dos parámetros característicos para las chapas metálicas. El parámetro de anisotropía normal (r_m), el cual cuantifica la profundidad alcanzada en un proceso de embutición y el parámetro de anisotropía en el plano (Δr), el cual tiene en cuenta la variación de r con el ángulo entre la dirección de la deformación principal máxima en un ensayo de tracción y la dirección de laminación del material. Ambos parámetros se calculan mediante las Ecuaciones 2.4 y 2.5, respectivamente. Este último es causante del fenómeno de orejeteado que se produce en la embutición. Una combinación óptima para un proceso de conformado de chapa sería un valor alto de r_m y un valor bajo

de Δr (Davis, 2004).

$$r_m = \frac{r_0 + 2r_{45} + r_{90}}{4} \quad (2.4)$$

$$\Delta r = \frac{r_0 - 2r_{45} + r_{90}}{2} \quad (2.5)$$

Para la estimación de los coeficientes de Lankford ha sido necesario la evaluación de las deformaciones longitudinales (ε_1) y transversales (ε_2) en la probeta. Para ello se empleó un sistema de medición óptica de deformaciones 2D, llamado Vic 2D de Limes (Correlated-Solutions, 2008; Cintrón y Saouma, 2008), basado en la técnica de correlación de imágenes digitales. Dicho sistema, captura mediante una video cámara fotografías de la probeta durante el ensayo y es capaz de evaluar todo el campo de deformaciones sobre la superficie exterior de la probeta durante el mismo (Pan *et ál.*, 2009; Orteu, 2009). Para ello, es necesario preparar las probetas previamente y obtener un patrón estocástico de blancos y negros sobre la superficie de las mismas. Esto se consigue aplicando primero una base de pintura blanca, opaca, flexible y adherente sobre la misma, y una vez seca, un fino patrón de pintura negra aplicado mediante spray. En la Figura 2.5 se muestran algunas de las probetas ensayadas donde se aprecia el patrón estocástico de motas negras.

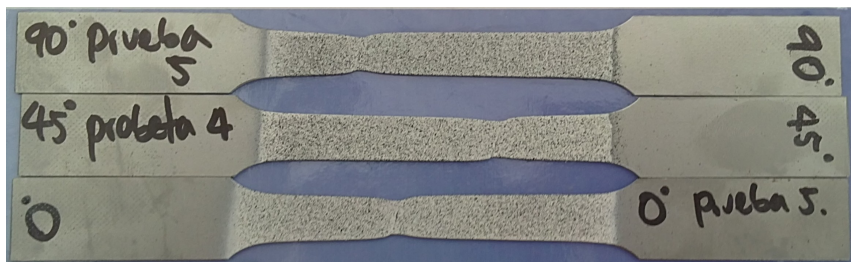


Figura 2.5: Probetas de tracción ensayadas hasta la rotura para la chapa H240LA-O3 de 1.2mm de espesor.

Dado que dicho sistema óptico proporciona las deformaciones en toda la superficie de la probeta se realizó un promedio para obtener el valor de ε_1 y ε_2 . Para ello, se hizo el promedio sobre un rectángulo cuya altura correspondía a la distancia entre las cuchillas superior e inferior del extensómetro mecánico y con el mismo ancho de la probeta en cada instante, se comprobó que ambas mediciones eran prácticamente idénticas (véase la Figura 2.6).

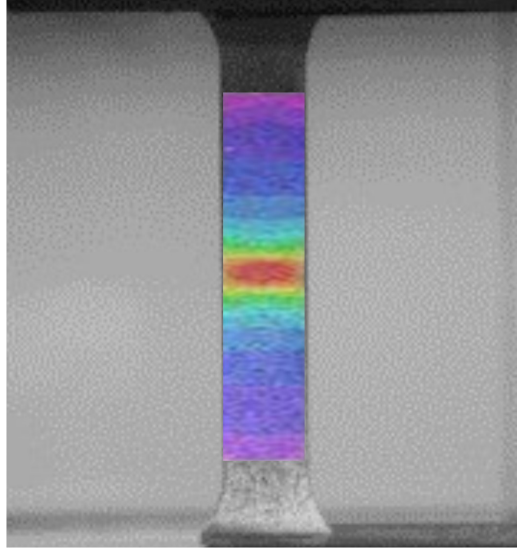


Figura 2.6: Campo de deformaciones sobre una probeta durante un ensayo de tracción mediante el software Vic2D. Detalle de la zona medida.

Es preciso aclarar que las deformaciones medidas con el sistema óptico son valores totales, debido a que la probeta está sometida en todo instante a carga y por tanto dicha deformación contiene la parte plástica y la elástica. Como ya mencionamos anteriormente, para obtener los coeficientes de anisotropía plástica sólo son necesarias las deformaciones plásticas. A tal fin se realizaron los procesos de descargas en fuerza (líneas $A-A'$, $B-B'$, $C-C'$, véase Figura 2.1), hasta los puntos A' , B' , C' , donde tenemos sólo deformación plástica. Se evaluaron los valores de r_0, r_{45}, r_{90} para tres niveles diferentes de ε_1^p , antes de la estricción ($\varepsilon_1^p=14\%$), al comienzo de la estricción ($\varepsilon_1^p=18\%$) y después del inicio de la estricción ($\varepsilon_1^p=22\%$) con el fin de analizar su efecto sobre los coeficientes de anisotropía.

La Tabla 2.4 resume los valores de los coeficientes de Lankford, a los diferentes niveles de deformación plástica ingenieril y en las tres direcciones seleccionadas (0° , 45° , 90°) para las chapas de H240LA-O3 de 1,2 mm de espesor. Los resultados mostrados se corresponden con la media de los valores medidos en al menos 5 ensayos.

Los coeficientes de anisotropía plástica en todas las direcciones son mayor a la unidad ($r_x > 1$), lo cual nos indica que las chapas de acero H240LA-O3 tienen muy buena conformabilidad. En la Figura 2.7 se muestra como varían dichos parámetros

	$\varepsilon_1^p = 14\%$	$\varepsilon_1^p = 18\%$	$\varepsilon_1^p = 22\%$
r_{0°	1,264	1,177	1,158
r_{45°	1,130	1,101	1,096
r_{90°	1,430	1,433	1,415

Tabla 2.4: Valores de los coeficientes de anisotropía plástica para la chapa H240LA-O3 a 0° , 45° y 90° .

de Lankford con respecto al nivel de deformación plástica. Como se observa estos permanecen fundamentalmente constantes en el rango analizado, como es usual en aceros al carbono y aceros de alta resistencia (Aleksandrović *et ál.*, 2009).

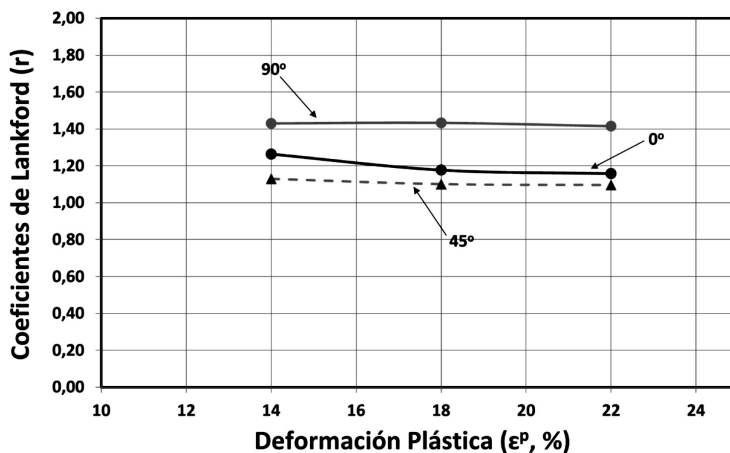


Figura 2.7: Variación de los coeficientes de anisotropía plástica para la chapa de acero H240LA-O3 con respecto a la deformación principal máxima plástica.

Los parámetros $r_m = 1,203$ y $\Delta r = 0,204$. Se estiman mediante las ecuaciones 2.4 y 2.5. Dichos valores están en concordancia con las propiedades usuales para los aceros tipo HSLA (Semiatin, 2006).

2.2. Ensayos de estirado tipo Nakazima

En esta sección se describen los ensayos de estirado tipo Nakazima encaminados a la obtención de la curva límite de conformado por estricción (CLCE) de las chapas de acero H240LA-O3. Las condiciones para la ejecución de este tipo de ensayos

y la determinación de las deformaciones límite se realiza de acuerdo a la norma internacional ISO 12004-2:2008 (*Parte 2: Determinación de las curvas límites de conformado en laboratorio*).

2.2.1. Metodología experimental de los ensayos

El esquema mostrado en la Figura 2.8 corresponde al montaje experimental utilizado en este tipo de ensayos. Las probetas son fijadas por su periferia mediante el conjunto matriz/prensachapas y estiradas hasta el fallo sobre un punzón de forma hemisférica de $\phi 100mm$. Además, el conjunto matriz/prensachapas cuenta con un cordón de estirado encargado de evitar el deslizamiento de la chapa durante el ensayo. Por otro lado, se empleó un sistema óptico de medición de deformación compuesto por un sistema de iluminación, dos cámaras digitales que capturan imágenes de la superficie exterior de la chapa durante todo el ensayo y el software de procesado.

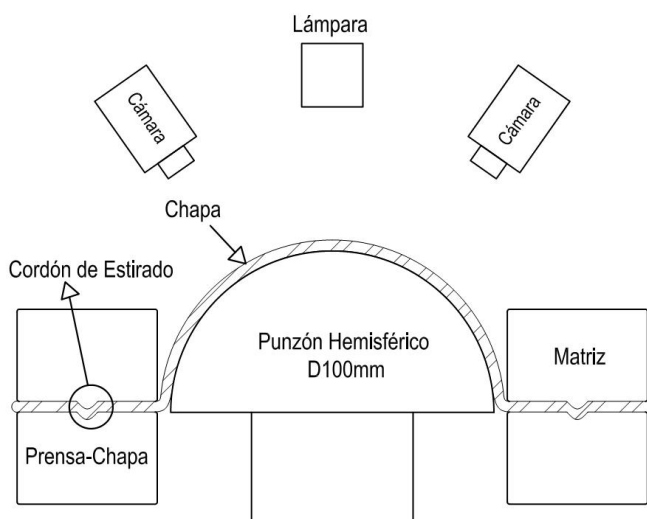


Figura 2.8: Esquema del montaje experimental empleado en los ensayos Nakazima.

La Figura 2.9 muestra una fotografía del montaje experimental donde se observa la compuerta que cierra el sistema, la matriz desmontada, el punzón hemisférico y la posición de una probeta durante un ensayo.

De acuerdo a la norma ISO 12004-2:2008, en el presente trabajo se han ensayado cuatro caminos de deformación para obtener el diagrama límite de confor-

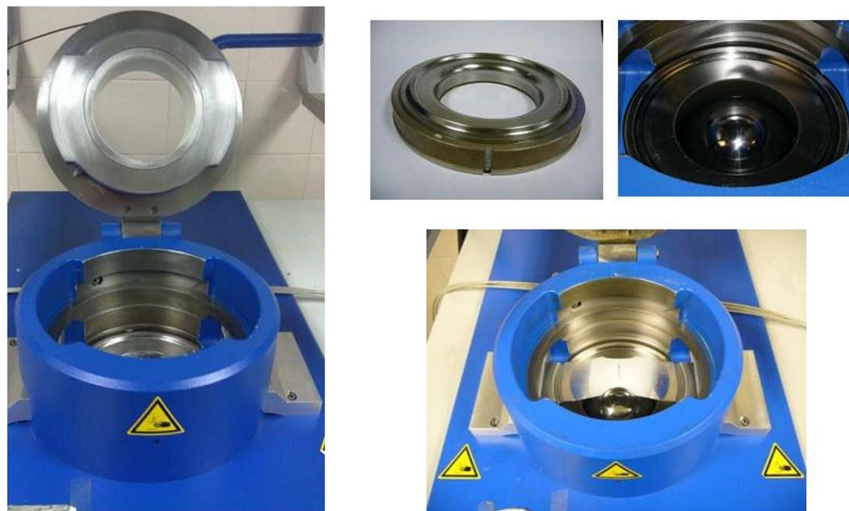


Figura 2.9: Montaje experimental de los ensayos de estirado con punzón de $\phi 100mm$.

mado. Estos se muestran en la Figura 2.10, siendo de izquierda a derecha ensayos próximos a tracción uniaxial (A), cercanos a deformación plana (B), de estirado biaxial (C) y de estirado biaxial equilibrado (D). Para ello se han diseñado probetas con diferentes geometrías. La Figura 2.11 muestra los planos detallados de cada geometría utilizada, se observa que las probetas de acero están orientadas perpendicularmente a la dirección de laminación, tal y como indica la norma ISO12004-2:2008.

Los ensayos se realizaron en una máquina de embutición universal, marca Erichsen y modelo 142-20 (véase Figura 2.12). En todos los ensayos las probetas se fijaron con una fuerza del prensachapas de 70KN y el sistema de lubricación consistió en una combinación de vaselina + PTFE (Teflón) + vaselina entre la chapa y el punzón. La velocidad del punzón se fijó en 1 mm/s, de acuerdo a las condiciones recomendadas por la norma ISO 12004-2:2008.

Cabe reseñar que sólo fueron aceptados aquellos ensayos donde el fallo del material ocurrió en las inmediaciones del domo dentro de una franja menor de un 15 % del diámetro del punzón, véase Figura 2.13 (12004-2, 2008). Durante cada ensayo fueron almacenadas las señales de fuerza transmitida por el punzón, desplazamiento del mismo y fuerza de sujeción del prensachapas tras haber sido filtradas mediante un filtro analógico de paso bajo con frecuencia de corte de 10Hz.

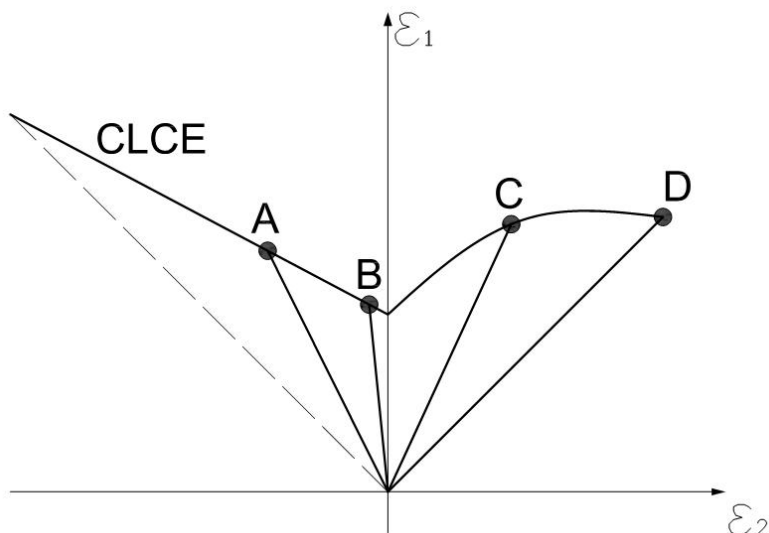


Figura 2.10: Caminos de deformación evaluados para obtener la CLC.

El campo de deformaciones en las probetas fue calculado a través del sistema óptico 3D de videogrametría *ARAMIS*[®], basado en las técnicas de correlación de imágenes digitales. El sistema y su montaje se muestra en la Figura 2.12. Al igual que en los ensayos a tracción fue necesaria la aplicación de un patrón estocástico de blancos y negros sobre la superficie de las probetas, tal como se aprecia en la Figura 2.14. Las principales características que debe tener el patrón estocástico es su homogeneidad en toda la superficie de análisis y ha de poseer un alto contraste de blancos y negros a fin de que el sistema óptico capture la evolución temporal del patrón correctamente.

Previamente a la aplicación de las pinturas, las probetas se limpian y desengrasan. Luego, se aplicó mediante spray una base de pintura blanca mate, flexible y adherente sobre la superficie exterior de la probeta. Una vez seca, se aplicó un fino patrón de motas de pintura negra. Durante un ensayo, dos cámaras digitales de 1,3MPx fueron capturando imágenes de la cara exterior (superior) del espécimen hasta la fractura a una frecuencia de 12 fotogramas por segundo. Posteriormente, estas series de fotografías fueron usadas por el sistema *ARAMIS*[®] para calcular el campo de deformaciones en la cara externa de la probeta a lo largo del tiempo.

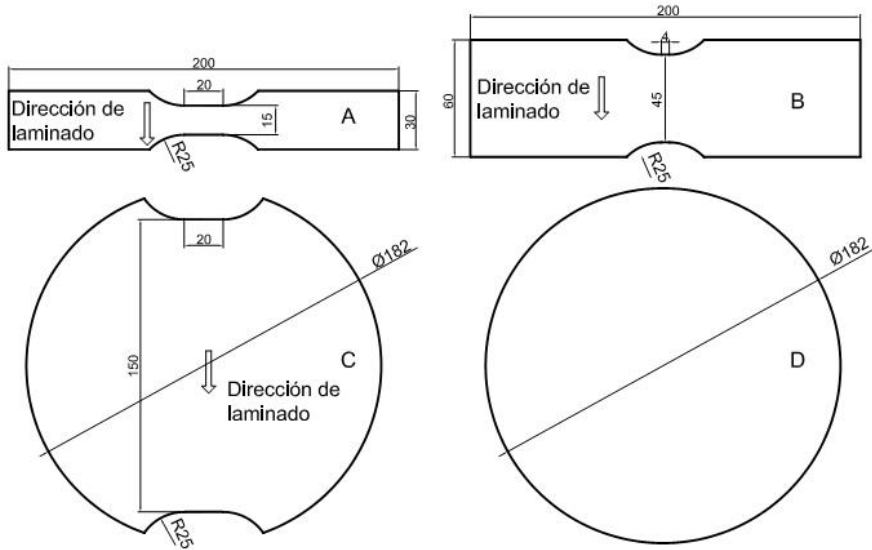


Figura 2.11: Geometrías de las probetas utilizadas en los ensayos de estirado para los caminos de deformación cercanos a tracción uniaxial (A), deformación plana (B), zona biaxial (C) y biaxial equilibrado (D).

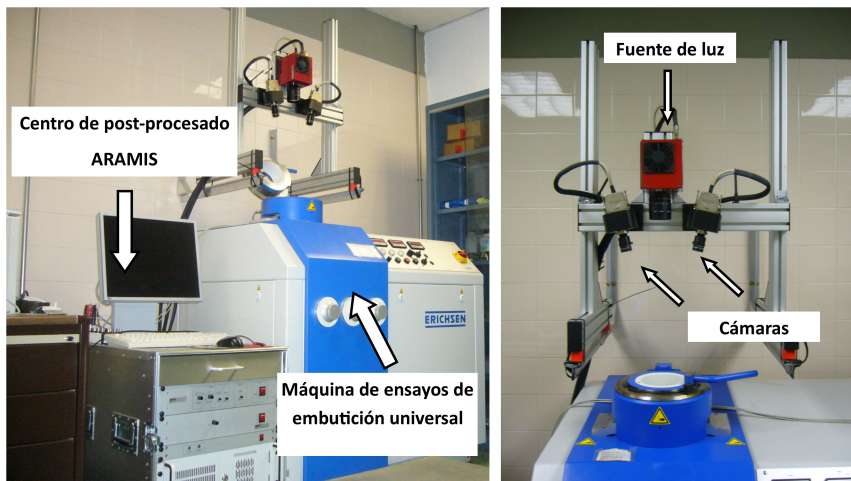


Figura 2.12: Montaje experimental. Máquina universal de ensayos Erichsen y sistema óptico de medición (ARAMIS®).

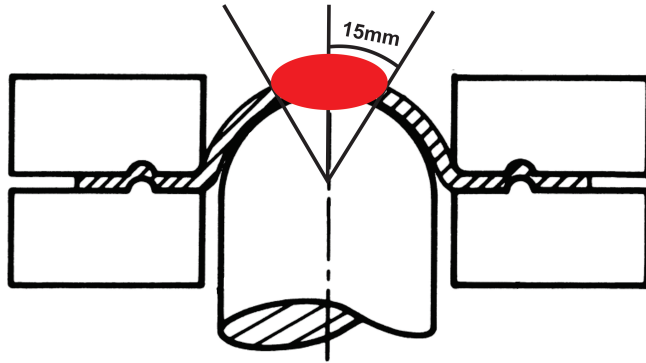


Figura 2.13: Distancia máxima de fallo para considerar válida una prueba en los ensayos de estirado según ISO12004-2:2008.

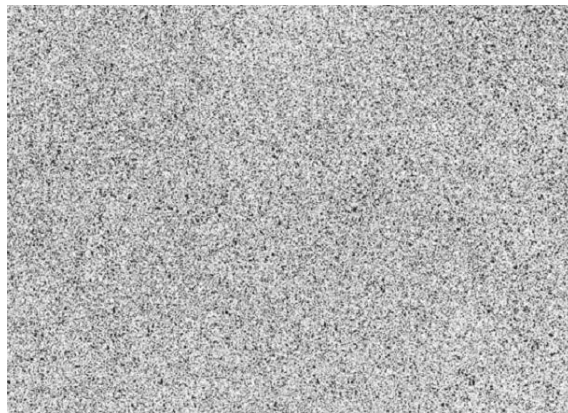


Figura 2.14: Ejemplo de un patrón estocástico de blanco y negro correctamente aplicado (GOM, 2005a).

2.2.2. Correlación de imágenes digitales (DIC) y ajustes del sistema *ARAMIS*®

Como ya se ha comentado en la sección anterior la evaluación de las deformaciones en la cara externa de la chapa se ha realizado empleando el sistema de videogrametría comercial *ARAMIS*®. Este sistema se basa en la técnica de correlación de imágenes digitales para calcular las deformaciones. En este apartado se describe brevemente su aplicación particular a los ensayos realizados. El fundamento de esta técnica se resume en el Apéndice A.

Una vez la probeta ha sido convenientemente preparada, se capturan fotografías de la cara externa de la probeta a una determinada frecuencia durante el ensayo mediante dos cámaras digitales. Estas imágenes se comparan posteriormente usando un coeficiente de correlación del nivel de grises, a fin de identificar los puntos de la imagen inicial (referencia) en las imágenes sucesivas. Esto se consigue con una precisión menor a un píxel de la cámara (hasta un máximo de 1/100 de píxel de precisión).

Las imágenes en las que se calculan las deformaciones se dividen virtualmente en rectángulos, los cuales se llaman facetas. Las dos características más importantes de las facetas son el tamaño y el grado de solapamiento. La Figura 2.15 (izquierda) muestra un par de facetas y su nivel de solapamiento y la Figura 2.15 (derecha) ilustra la zona donde se evalúan las mismas en uno de los ensayos realizados. El sistema de correlación calcula en el interior de cada una de esas facetas y asigna el resultado al punto central de la misma. Los puntos centrales de las facetas se unen formando lo que se denomina malla.

El tamaño de las facetas considerado en los ensayos realizados ha oscilado entre los 8 x 20 y los 15 x 15 píxeles. El nivel de solapamiento en el procesamiento de los datos se ha mantenido alrededor del 25 %, debido a que valores más grandes ocasionan ruido en las estimaciones del campo de deformaciones.

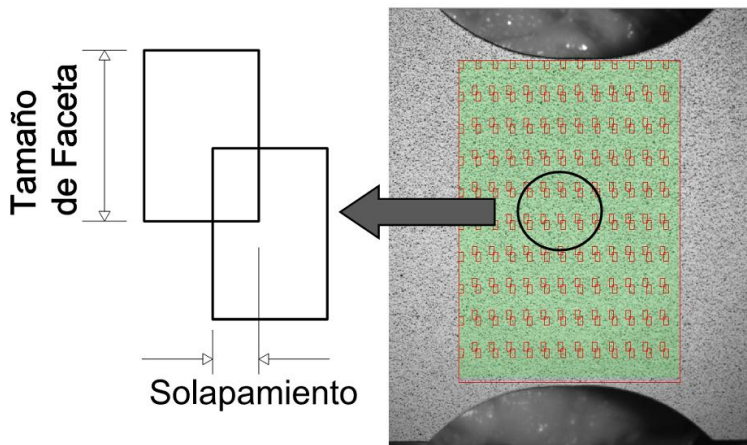


Figura 2.15: Definición de las facetas y sus parámetros junto a la zona de evaluación del campo de deformaciones en un ensayo.

La elección del tamaño de las facetas depende del gradiente de deformaciones esperado a lo largo del plano de la chapa. Así, a medida que el diámetro decrece

los gradientes son más fuertes y se hace necesario tener tamaños de facetas más pequeños. En la Tabla 2.5 se muestra el tamaño de faceta utilizado para cada diámetro del punzón empleado y el grado de solapamiento que se ha utilizado en cada caso. Nótese que en los ensayos Nakazima, en los que el gradiente es suave, se emplearon facetas cuadradas de 15 píxeles, mientras que en los punzones cilíndricos fue preciso emplear facetas rectangulares con tamaños en dirección longitudinal bastante inferiores debido al fuerte gradiente en dicha dirección impuesto por el radio del punzón.

	Tamaño faceta	Solapamiento
$\phi 100mm$	15x15	27 %
$\phi 20mm$	10x20	25 %
$\phi 10mm$	8x20	25 %
$\phi 5mm$	8x20	25 %
$\phi 3mm$	8x20	25 %
$\phi 1mm$	8x20	25 %

Tabla 2.5: Valores de tamaños de facetas y solapamientos para cada configuración ensayada.

Los valores anteriores se obtuvieron de un análisis de sensibilidad y convergencia de los resultados, se emplearon para ello diferentes combinaciones de tamaños de faceta oscilando desde 15 hasta 7 píxeles, y varios niveles de solapamiento, desde un 10 % hasta 75 %, para los diferentes punzones empleados. Para cada punzón, se seleccionó la combinación de tamaño de faceta y solapamiento que ofreció una buena precisión de los resultados y conllevaba un tiempo de computación aceptable. En la Figura 2.16 se muestra la influencia que tiene el tamaño de la faceta en dirección longitudinal sobre la deformación límite principal máxima estimada para los punzones de diámetro $\phi 100mm$ y $\phi 5mm$. Como se esperaba, el resultado para el punzón de $\phi 100mm$ converge para tamaños de malla mayores que para el caso de punzón de $\phi 5mm$, siendo un tamaño de faceta de 15x15 y 8x20 los más idóneos para $\phi 100mm$ y $\phi 5mm$, respectivamente.

Por último, es oportuno mencionar que en la norma ISO 12004-2:2008 se establece la precisión mínima que debe satisfacer la metodología empleada para realizar la medida experimental de las deformaciones. La precisión total del sistema de medida debe ser mayor de un 2 %. El sistema óptico utilizado, junto con el software de procesamiento ARAMIS[®], cumple con esta restricción arrojando errores

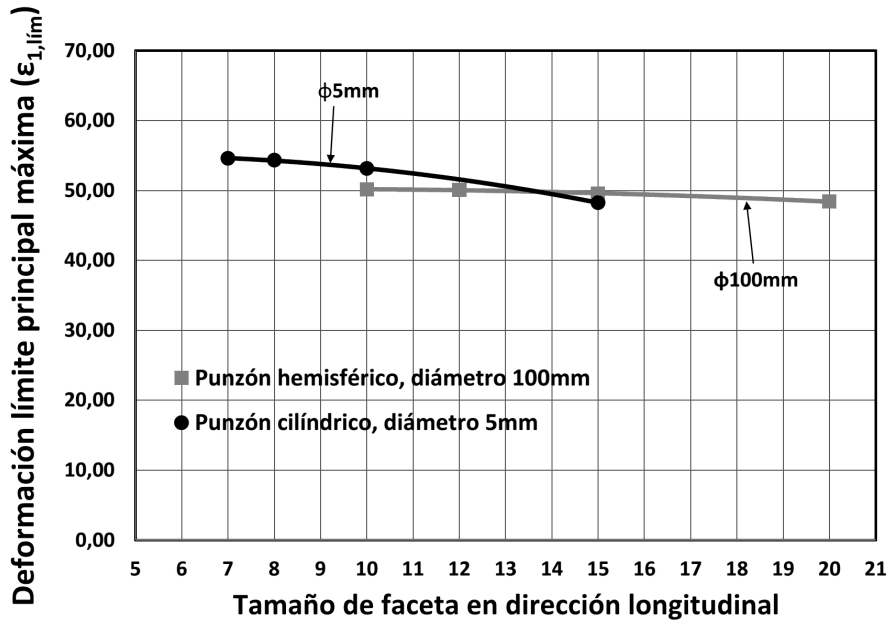


Figura 2.16: Efecto del tamaño de faceta en dirección longitudinal sobre la deformación límite principal máxima para punzones de $\phi 100mm$ y $\phi 5mm$.

globales menores a 0,1 % según el fabricante (GOM, 2005a). Además el hecho de que el rango de deformaciones al cual se pretende medir esté alrededor del 50 % de deformación, hace que la precisión del equipo sea más que suficiente para poder obtener una medida de deformaciones adecuada.

2.2.3. Determinación del diagrama límite de conformado normalizado (DLC)

A continuación se exponen los resultados experimentales obtenidos en los ensayos Nakazima bajo los estados de deformación de tracción uniaxial (A), deformación plana (B), zona biaxial (C) y zona biaxial equilibrada (D) igualmente se mencionan aspectos relevantes de las metodologías experimentales utilizadas para estimar los valores de las deformaciones límite al comienzo de la estricción. Como ya se mencionó anteriormente, estas se han calculado usando la norma ISO 12004-2:2008 y además se empleó la metodología temporal propuesta por Martínez-Donaire *et al.* (2010).

La información obtenida durante los ensayos empleando el sistema DIC fue la evolución en el tiempo y en el espacio de las deformaciones principales, medidas en la superficie exterior de la probeta alrededor de la zona de fallo. La Figura 2.17 muestra el campo de deformación principal máxima en distintos instantes durante el ensayo (fotos 100, 240, 379, 404, 411, 412) con punzón hemisférico de $\phi 100mm$ y en condiciones cercanas a deformación plana. Podemos ver cómo debido a la forma del punzón, la deformación se distribuye aproximadamente de forma circular y casi uniforme en las etapas más tempranas del ensayo. Por el contrario, en las últimas etapas ésta se concentra en una estrecha banda (zona de estricción) donde finalmente se produce el fallo de la chapa.

La Figura 2.18 muestra el perfil de deformación principal máxima (ε_1) que existe a lo largo de una sección perpendicular a la zona donde se origina la grieta, justo en los mismos instantes de tiempo (fotogramas) mostrados anteriormente. En la Figura 2.19 se muestra la foto 411, siendo esta la última tomada antes de que aparezca la grieta. En ella se aprecia el campo de deformación principal máxima, las secciones de análisis consideradas y una serie de puntos para la aplicación de las metodologías de detección de la estricción. Es precisamente este fotograma antes de la rotura y su campo de deformaciones la base para aplicar la metodología de la normativa ISO 12004-2:2008. Para ello se toma la distribución espacial de la deformación principal máxima en 5 secciones en ese instante y se estiman los niveles de las deformaciones límite para el comienzo de la estricción (para más detalles, ver sección 1.2).

Por otro lado, en la Figura 2.20 se muestra la evolución temporal de la ε_1 en varios puntos de la sección 3 (véase Figura 2.19) distribuidos desde la zona de fallo hacia fuera. Como se observa, la deformación de todos los puntos se distribuye de forma bastante homogénea a lo largo de la chapa durante la mayor parte del ensayo. Dicho de otra manera, las curvas de evolución temporal de las deformaciones en todos los puntos son prácticamente iguales durante la mayor parte del mismo. Únicamente en los instantes finales, como consecuencia de la estricción localizada, las curvas se separan significativamente, dando origen a puntos en los que la ε_1 crece hasta el fallo, los que están en el interior de la zona de inestabilidad plástica, y otros que detienen su ε_1 antes de la fractura, los que están fuera de la zona de estricción. Es precisamente en el análisis de la ε_1 y su derivada temporal en estos puntos en lo que se basa la metodología dependiente del tiempo propuesta por Martínez-Donaire *et ál.* (2010) (ver sección 1.3).

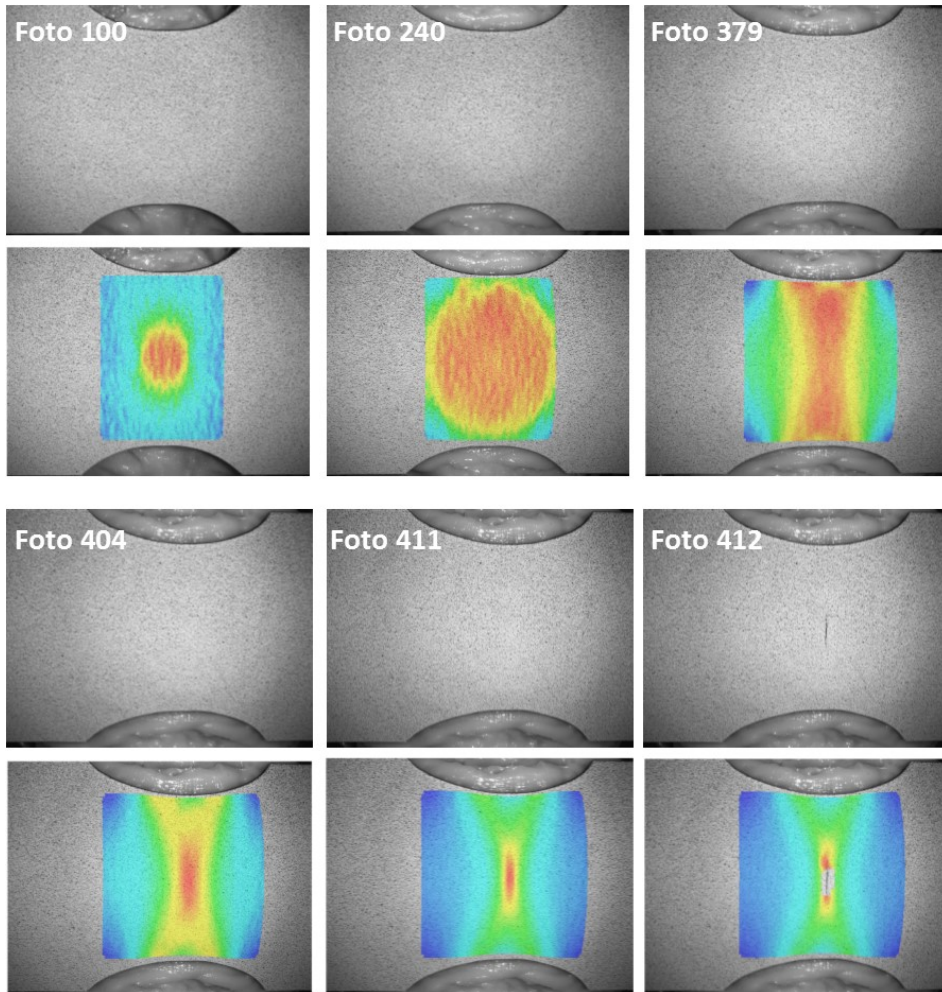


Figura 2.17: Campo de deformación principal máxima en diferentes instantes para un ensayo tipo Nakazima en condiciones próximas a deformación plana.

Por otro lado se midieron las deformaciones principales existentes en el fotograma justo antes de la rotura de la probeta alrededor de la zona de fallo. En la Tabla 2.6, encontramos dichos valores medidos en la cara externa para todos los ensayos realizados. Igualmente, se indica la información de la desviación estándar y el promedio para cada camino de deformación evaluado. Para la evaluación de estas deformaciones, se crearon en la zona de fallo tres secciones en la misma direc-

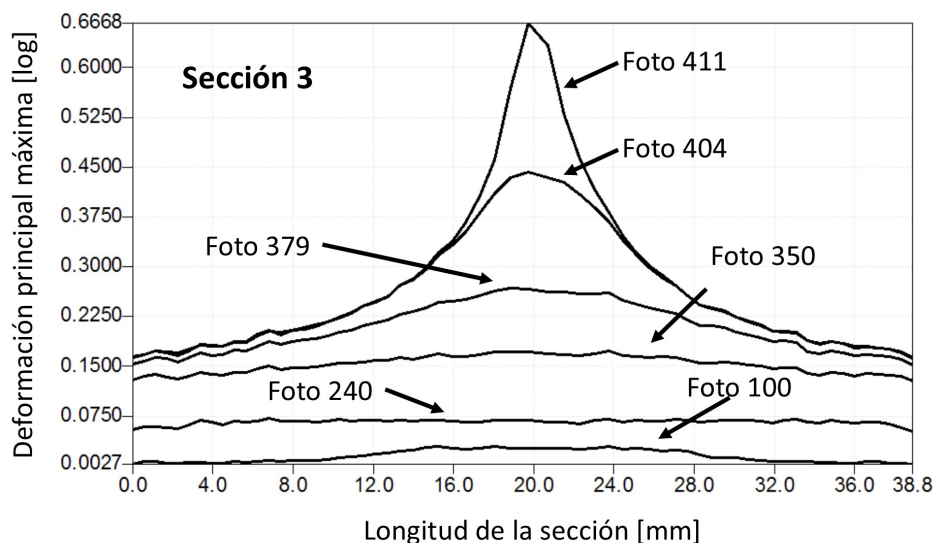


Figura 2.18: Distribución espacial de la deformación principal máxima y su variación temporal en una sección perpendicular a la línea de fractura para un ensayo tipo Nakazima en condiciones próximas a deformación plana.

ción de propagación de la grieta y cinco perpendiculares a éstas. Posteriormente se seleccionó el punto de mayor deformación principal máxima y éste se consideró como representativo de los valores de fallo (véase Figura 2.21).

La Tabla 2.7, muestra los valores de las deformaciones límite estimados con cada una de las metodologías analizadas (ISO12004 y t-d) para cada espécimen ensayado. Cada valor indica el promedio realizado sobre 5 secciones perpendiculares a la grieta. Se han ensayado 3 especímenes para cada camino de deformación evaluado, esto es, cercanos a tracción uniaxial, deformación plana, biaxial y biaxial equilibrado. También se muestra el valor medio y la desviación estándar (σ) para cada serie de ensayos. La dispersión obtenida es muy pequeña en todos los ensayos realizados y para las dos metodologías, indicando esto la robustez e idoneidad de ambas metodologías para estimar las deformaciones límite en este tipo de ensayos. A la vez, se puede observar que las máximas diferencias encontradas entre las estimaciones obtenidas con ambas metodologías están alrededor de $\pm 5\%$ para este material.

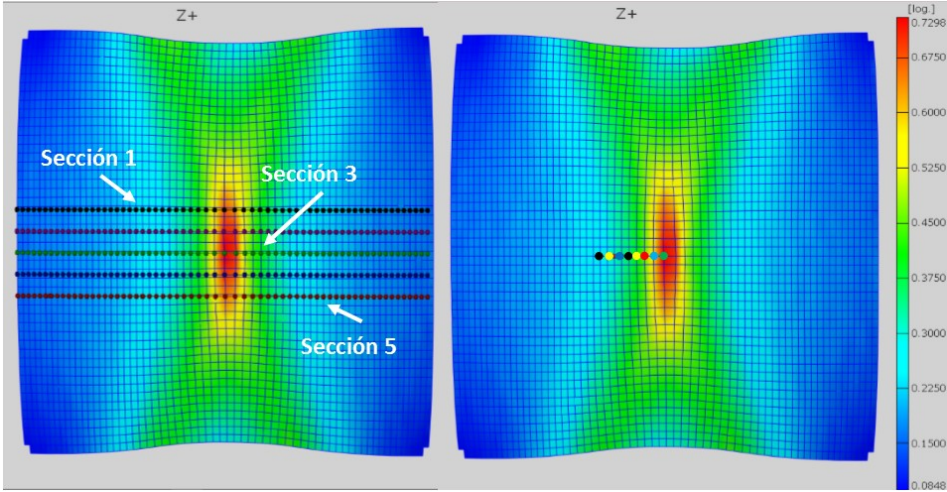


Figura 2.19: Campo de deformación principal máxima en el fotograma 411 para un ensayo tipo Nakazima en condiciones próximas a deformación plana.

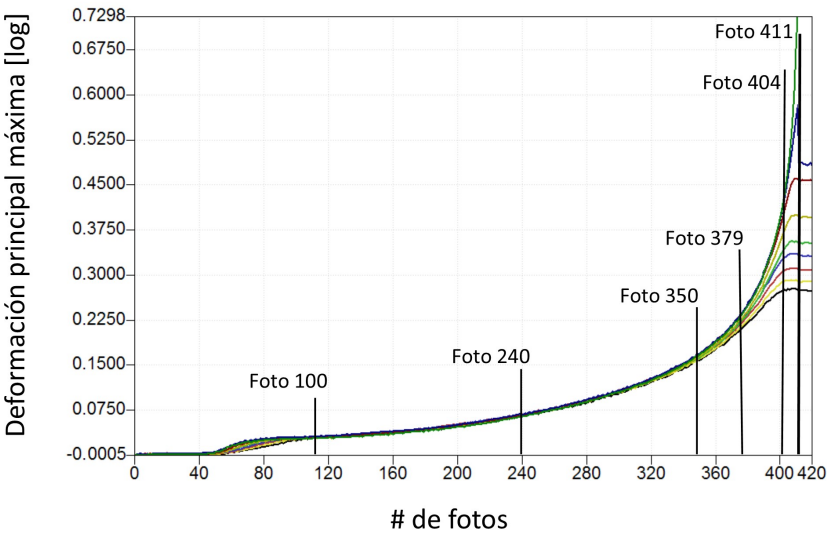


Figura 2.20: Evolución temporal de la deformación principal máxima en varios puntos a lo largo de una sección perpendicular a la línea de fractura para un ensayo tipo Nakazima en condiciones próximas a deformación plana.

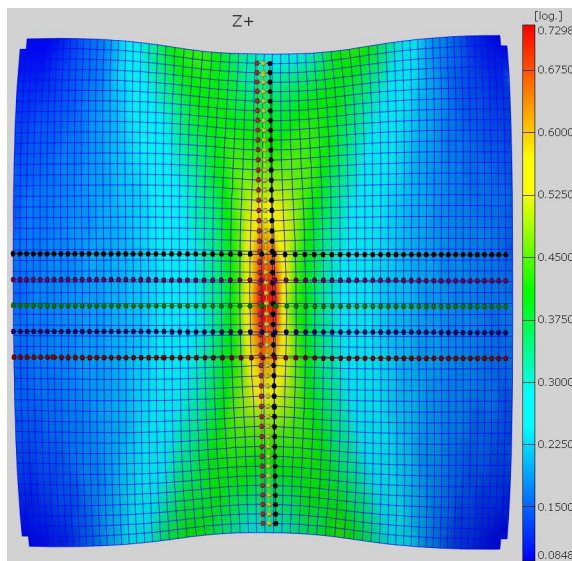


Figura 2.21: Metodología para la evaluación de la curva límite de fractura ingenieril (CLFI) en un ensayo Nakazima en condiciones cercanas a deformación plana.

Dichas deformaciones, evaluadas con el sistema DIC en la zona de fallo, no se corresponden con las deformaciones de fractura del material, las cuales son una propiedad intrínseca del material y deben evaluarse a partir de la medición del espesor de la probeta en la zona de fractura tal y como se expondrá más adelante. Sin embargo, las deformaciones mostradas en la Tabla 2.21 tienen un gran interés práctico ya que la zona que delimitan con un diagrama límite de conformado en el espacio de deformaciones principales puede usarse como curva de diseño al hacer simulaciones con elementos finitos en la práctica industrial. Ha de notarse que dicha curva, la cual se denominará de ahora en adelante curva límite de fractura ingenieril (CLFI) acota la zona hasta la que el material puede ser deformado antes de observar la fractura dúctil con el sistema de detección empleado. De hecho, la evolución de deformaciones desde la CLFI hasta la curva característica de fractura CLF es prácticamente inmediata y ocurre en el tiempo que transcurre desde la captura de un fotograma al siguiente (en nuestro caso 1/12 seg). Es por tanto comprensible que la posición de la CLFI dependa de las características del equipo óptico de medición, es decir de la velocidad de adquisición de los fotogramas (FPS) y también de otros parámetros como la velocidad de subida del punzón, implicando esto que la misma no es una característica del material.

Los resultados anteriores se muestran en un diagrama de deformaciones principales en la Figura 2.22, junto a las respectivas curvas ajustadas CLCE y CLFI.

<i>Prueba</i>	Tracción uniaxial		Deformación plana		biaxial		Equi-biaxial	
	ε_1	ε_2	ε_1	ε_2	ε_1	ε_2	ε_1	ε_2
1	1,000	-0,356	0,810	-0,086	0,573	0,104	0,613	0,355
2	0,999	-0,308	0,763	-0,093	0,623	0,096	0,663	0,400
3	1,000	-0,306	0,770	-0,105	0,579	0,106	0,665	0,382
4	1,010	-0,348	0,730	-0,086	0,652	0,099	0,590	0,375
<i>Media</i>	1,001	-0,332	0,768	-0,092	0,607	0,101	0,632	0,378
σ	0,007	0,024	0,033	0,090	0,037	0,004	0,037	0,018

Tabla 2.6: Valores de las deformaciones principales capturadas en el ultimo fotograma antes de la rotura para los ensayos Nakazima en condiciones cercanas a tracción uniaxial, deformación plana, estado biaxial y estado biaxial equilibrado.

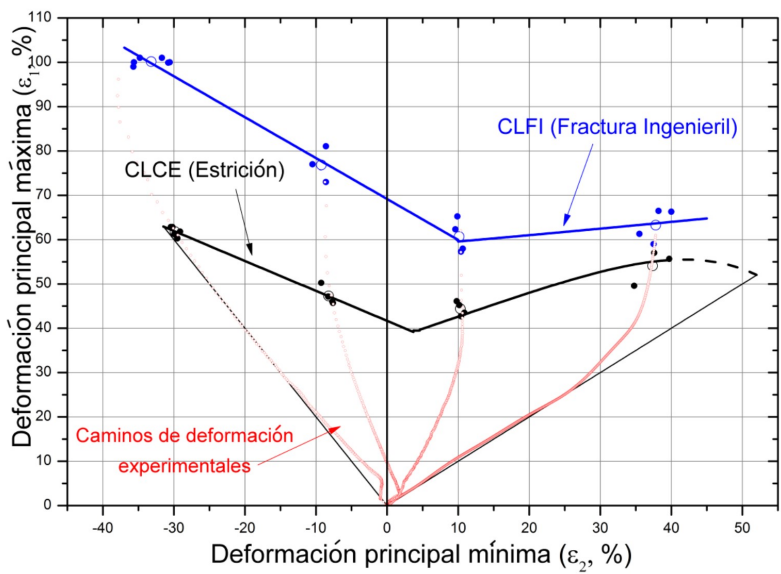


Figura 2.22: Diagrama límite de conformado normalizado para la chapa de acero H240LA-O3 de 1.2mm de espesor.

Tracción uniaxial				
	ISO 12004-2		Método t-d	
<i>Prueba</i>	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$
1	0,661	-0,317	0,612	-0,299
2	0,675	-0,329	0,628	-0,304
3	0,639	-0,315	0,629	-0,302
<i>Media</i>	0,649	-0,319	0,618	-0,298
σ	0,017	0,006	0,011	0,005
Deformación plana				
	ISO 12004-2		Método t-d	
<i>Prueba</i>	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$
1	0,462	-0,076	0,457	-0,076
2	0,519	-0,092	0,502	-0,093
3	0,457	-0,076	0,460	-0,077
<i>Media</i>	0,478	-0,081	0,473	-0,082
σ	0,023	0,006	0,020	0,007
Estado biaxial				
	ISO 12004-2		Método t-d	
<i>Prueba</i>	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$
1	0,387	0,097	0,427	0,104
2	0,457	0,105	0,461	0,098
3	0,407	0,105	0,435	0,109
<i>Media</i>	0,419	0,102	0,444	0,103
σ	0,029	0,004	0,016	0,004
Estado biaxial equilibrado				
	ISO 12004-2		Método t-d	
<i>Prueba</i>	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$
1	0,475	0,356	0,496	0,348
2	0,493	0,348	0,557	0,397
3	0,578	0,383	0,570	0,376
<i>Media</i>	0,516	0,373	0,533	0,371
σ	0,045	0,026	0,040	0,025

Tabla 2.7: Valores de las deformaciones principales al comienzo de la estricción estimadas usando el método normalizado ISO 12004-2:2008 y la metodología t-d para los ensayos tipo Nakazima en condiciones cercanas a tracción uniaxial, deformación plana, estado biaxial y estado biaxial equilibrado

2.3. Ensayos de estirado con flexión

En esta sección se describe la realización de este tipo de ensayos y se presentan las estimaciones de deformaciones límite obtenidas. El objetivo principal de los mismos fue estudiar y cuantificar la influencia que tiene la flexión en el fallo del material.

2.3.1. Metodología experimental

El esquema del montaje experimental utilizado es muy parecido al empleado en los ensayos tipo Nakazima (Figura 2.23). La principal diferencia radica en el uso punzones cilíndricos de distintos diámetros ($\phi 1mm$, $\phi 3mm$, $\phi 5mm$, $\phi 10mm$, $\phi 20mm$), los cuales pueden verse en la Figura 2.24. Se eligieron estos tamaños con el fin de obtener diferentes combinaciones de tracción-flexión en el proceso de conformado. A medida que se emplea un punzón más pequeño se induce un gradiente de deformación creciente a través del espesor de la chapa. Se remite al lector al capítulo anterior, en él se manifiesta que el nivel de flexión en un proceso de estirado se puede cuantificar mediante el cociente t_0/R (Col y Balan, 2007; Huang *et al.*, 2008).

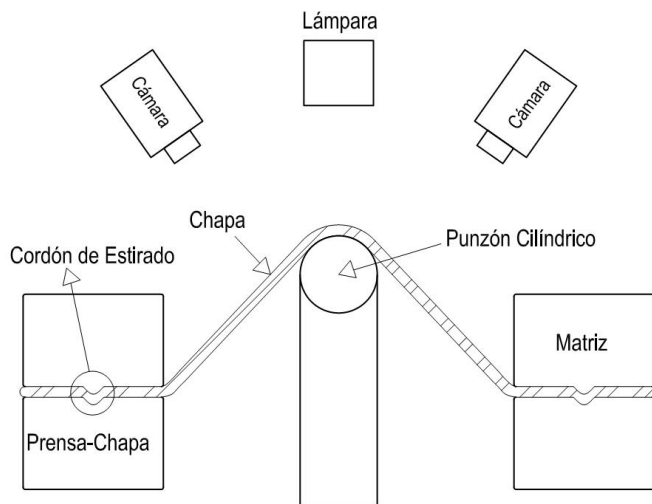


Figura 2.23: Esquema del montaje experimental de los ensayos de estirado con flexión.



Figura 2.24: Punzones cilíndricos de $\phi 1$, $\phi 3$, $\phi 5$, $\phi 10$ y $\phi 20\text{mm}$ empleados en los ensayos de estirado con flexión.

El estado de deformaciones exhibido en esta batería de ensayos fue cercano a deformación plana. La geometría de probeta seleccionada para las probetas fue idéntica a la empleada en ensayos Nakazima. En la parte superior de la Figura 2.25, se presenta una de las probetas sin ensayar y en la parte inferior de la misma, una serie de probetas ensayadas hasta la rotura para cada tamaño de punzón. Las condiciones de ejecución de los ensayos, el sistema de lubricación, el sistema óptico y de adquisición de imágenes para la medición de las deformaciones fue el mismo que en los ensayos tipo Nakazima.

2.3.2. Resultados de los ensayos de estirado con flexión

La Figura 2.26 muestra el campo de deformaciones para distintos instantes de tiempo en un ensayo con punzón cilíndrico de $\phi 20\text{mm}$ (foto 100, 200, 350, 395, 409 y 416) y en un ensayo con punzón cilíndrico de $\phi 3\text{mm}$ (foto 100, 150, 240, 266, 275 y 276) la principal característica que encontramos al comparar ambos es que las deformaciones se concentran al final del ensayo en zonas diferentes. En el caso del punzón de $\phi 20\text{mm}$ la concentración de deformaciones ocurre en la zona central de la probeta, siendo aquí donde se produce la fractura del material. En cambio, el punzón de $\phi 3\text{mm}$ concentra las deformaciones desde el inicio hasta el fallo en zonas que están desplazadas simétricamente hacia los bordes de la probeta (en el ancho). El comportamiento del ensayo con punzón de $\phi 20\text{mm}$ es exactamente igual a aquel encontrado en los ensayos con punzones de diámetro $\phi 10\text{mm}$, $\phi 5\text{mm}$, mientras que en los ensayos realizados con punzón de $\phi 1\text{mm}$ se repite el comportamiento exhibido en el ensayo con punzón de $\phi 3\text{mm}$. También se observa en la misma figura que, en las etapas iniciales del ensayo, las deformaciones se concentran alrededor

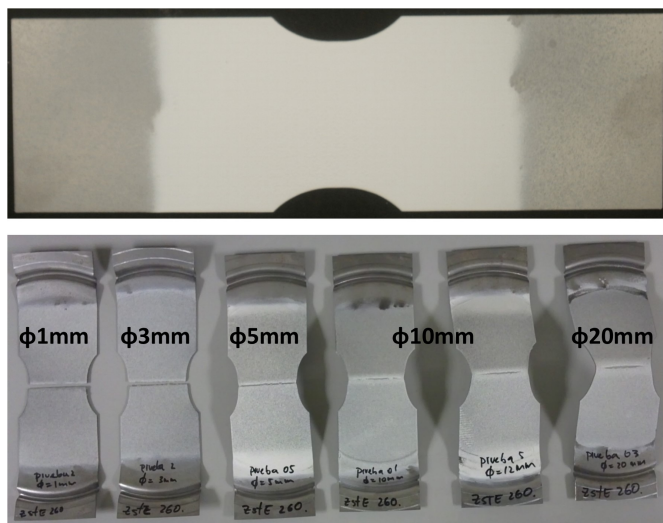


Figura 2.25: Geometría inicial de las probetas empleadas en los ensayos de estirado con flexión y especímenes ensayados hasta la rotura con punzones cilíndricos de $\phi 1$, $\phi 3$, $\phi 5$, $\phi 10$ y $\phi 20mm$.

del borde de la chapa en todos los casos.

En la Figura 2.27 se muestra el campo de deformación en el último fotograma antes de la fractura y las secciones de análisis consideradas en la zona de fallo para un ensayo con punzón de $\phi 20mm$ (izquierda) y otro de $\phi 3mm$ (derecha). Es precisamente en dichas zonas de interés donde se aplica la metodología dependiente del tiempo propuesta por Martínez-Donaire *et ál.* (2010); Martínez-Donaire *et ál.* (2014) para estimar las deformaciones límite. Igualmente estas mismas secciones se utilizan para estimar las deformaciones límite de fractura ingenieril (CLFI).

La Figura 2.28 muestra el perfil de deformación principal máxima que existe a lo largo de una de las secciones perpendiculares a la zona de fallo para los mismos instantes de tiempo mostrados anteriormente (véase Figura 2.26). Ahora se observa, a diferencia de lo que ocurría en los ensayos Nakazima, que desde las etapas iniciales la deformación no se distribuye uniformemente, siendo en la sección de la zona central mayor que en el resto. Este efecto es consecuencia del pequeño radio del punzón, el cual introduce una flexión localizada en la zona central. En las etapas siguientes, el campo de deformaciones sigue creciendo en toda la sección hasta que llega un instante (fotograma 409 en $\phi 20mm$ y fotograma 266 en $\phi 3mm$) en que la deformación se localiza en una muy estrecha banda, como consecuencia

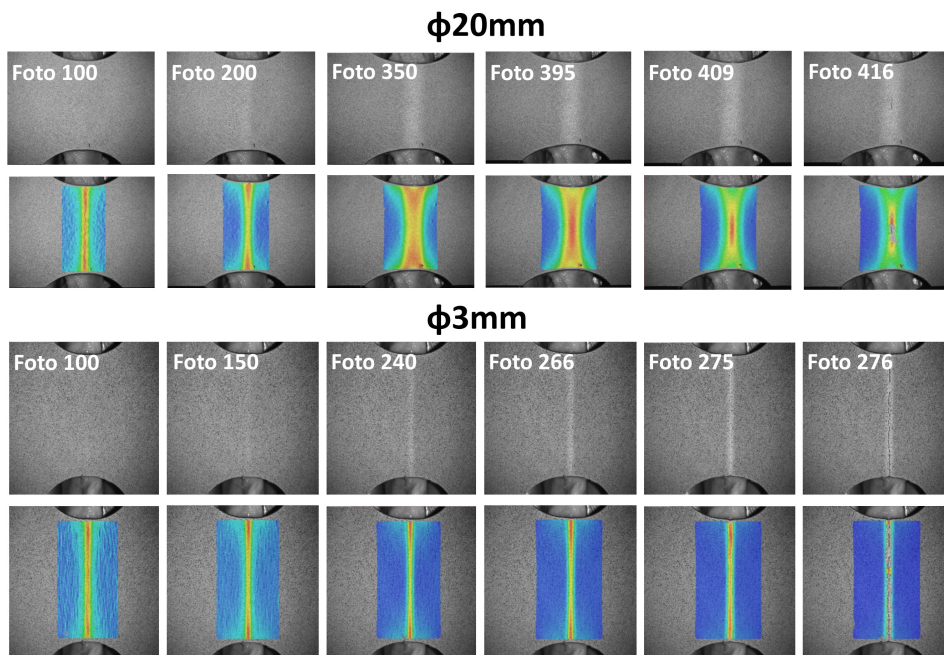


Figura 2.26: Campo de deformación principal máxima en diferentes instantes para ensayos de estirado con flexión para un ensayo con punzón de $\phi 20mm$ (arriba) y para un ensayo con punzón de $\phi 3mm$ (abajo).

del inicio de la estricción, y continua concentrándose hasta la rotura del espécimen.

Todo este comportamiento se traduce en que ahora las curvas de evolución temporal de la deformación principal máxima en una serie de puntos a lo largo de una sección perpendicular al fallo (véase Figura 2.29) están sustancialmente separadas desde el principio. La razón principal de esto es que debido al pequeño tamaño del punzón se crea un fuerte gradiente de deformación a lo largo de la chapa y a través del espesor de la misma. Dicha situación se intensifica a medida que el diámetro del punzón se hace más pequeño y el gradiente se hace más severo.

La Tabla 2.8 muestra las deformaciones principales límite (al inicio de la estricción) estimadas en la cara exterior de la probeta para todos los ensayos de estirado con flexión realizados mediante punzones cilíndricos de $\phi 20mm$, $\phi 10mm$, $\phi 5mm$, $\phi 3mm$ y $\phi 1mm$. Éstas han sido estimadas mediante la metodología dependiente del tiempo propuesta por Martínez-Donaire *et ál.* (2014) (para más detalle se refiere al lector a la sección 1.2). En cada caso se han evaluado al menos tres

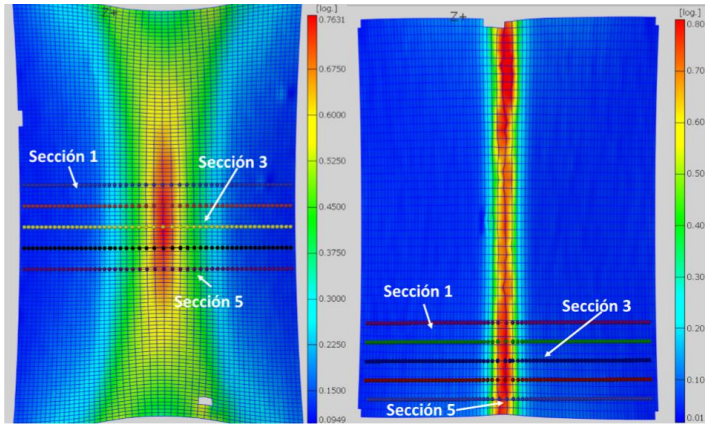


Figura 2.27: Campo de deformación principal máxima para el ultimo fotograma antes de la aparición de la grieta para un ensayo con punzón de $\phi 20mm$ (izquierda) y $\phi 3mm$ (derecha) y ubicación de las secciones para la evaluación de la metodología t-d.

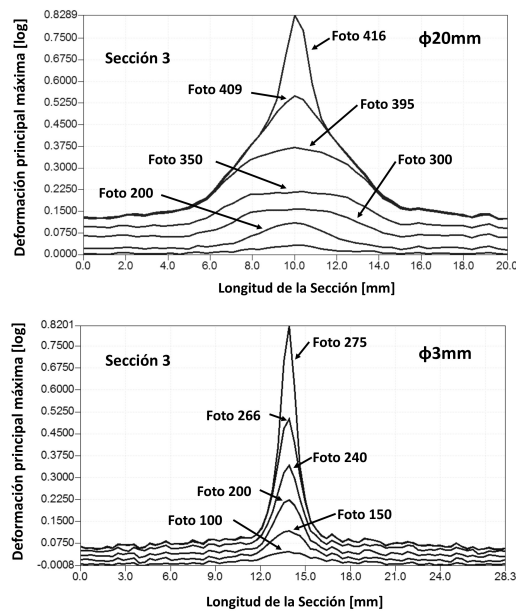


Figura 2.28: Perfil de deformación principal máxima en una sección perpendicular a la zona de fallo en diferentes instantes para ensayos de estirado con flexión en un ensayo con punzón de $\phi 20mm$ (arriba) y con punzón de $\phi 3mm$ (abajo).

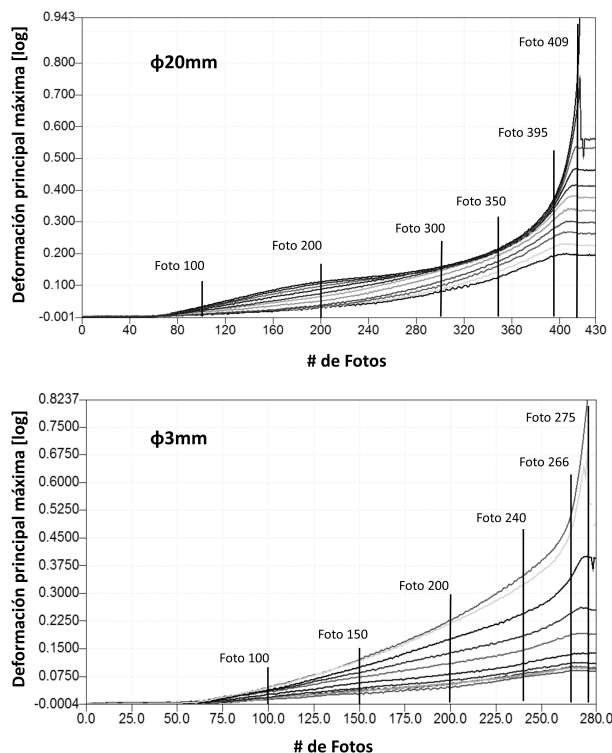


Figura 2.29: Evolución temporal de la deformación principal máxima en puntos a lo largo de una sección perpendicular a la grieta para ensayos de estirado con flexión con punzón de $\phi 20mm$ (arriba) y con punzón de $\phi 3mm$ (abajo).

ensayos válidos. Las deformaciones evolucionaron con estados locales próximos a deformación plana en la zona de fallo con una relación de deformación local ($\beta = d\varepsilon_2/d\varepsilon_1$) ligeramente negativa durante todo el ensayo. Los datos mostrados para cada probeta corresponden al valor medio obtenido en cinco secciones diferentes analizadas sobre cada espécimen, de acuerdo a las recomendaciones de ISO12004-2:2008. Igualmente, se presenta el valor medio y desviación estándar para cada configuración ensayada.

Como se puede observar, se ha obtenido una buena repetitividad en los resultados experimentales y se aprecia una clara tendencia creciente de las deformaciones principales máximas a medida que disminuye el diámetro del punzón utilizado. Dicho efecto está bien establecido experimentalmente, ya que la existencia de un gradiente de deformación a través del espesor de la chapa retrasa la aparición de

la estricción localizada y desplaza la curva límite de conformado CLCE del material hacia valores mayores (Kitting *et ál.*, 2011; Tharrett y Stoughton, 2003b; Charpentier, 1975). Así, a medida que el gradiente es más severo, e. g. radios de punzón más pequeños, se retrasa el fallo.

Al igual que en los ensayos tipo Nakazima, se han medido las deformaciones principales existentes en la chapa en el último fotograma antes de la aparición de la grieta a fin de cuantificar la curva límite de fractura ingenieril (CLFI). Estos valores se resumen en la Tabla 2.9

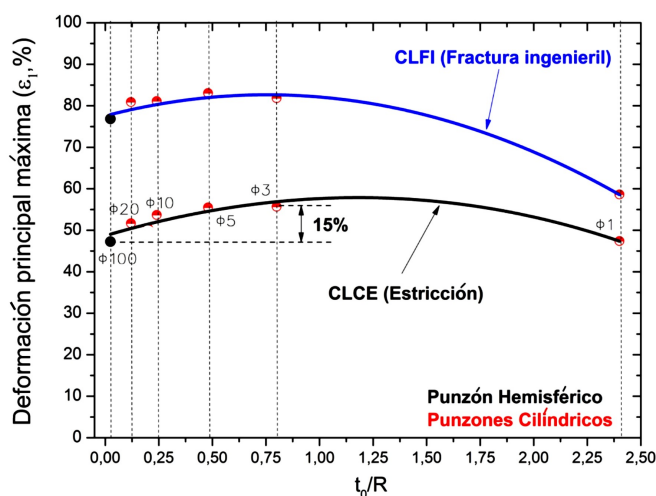


Figura 2.30: Influencia del nivel de flexión t_0/R sobre la deformación principal máxima límite alcanzada en los ensayos de estirado con flexión para el comienzo de la estricción y la fractura ingenieril.

La Figura 2.30 representa gráficamente la evolución de la deformación principal máxima límite de estricción y de fractura ingenieril, $\varepsilon_{1,lim}$, frente a la relación t_0/R para todos los ensayos realizados. Recordar que t_0/R cuantifica la cantidad de flexión que existe en el proceso de conformado y por ende la intensidad del gradiente de deformaciones a través del espesor de la chapa (Morales-Palma *et ál.*, 2013; Col y Balan, 2007; Demeri, 1981). Como se observa, la deformación límite de estricción aumenta a medida que la relación t_0/R crece hasta el punzón de diámetro $\phi 3mm$, siendo esto congruente con la tendencia experimental anteriormente referida. Un comportamiento análogo es exhibido por la curva límite de fractura ingenieril (CLFI). Sin embargo, para ambas curvas, se aprecia que las

deformaciones límites caen sustancialmente para el punzón de menor diámetro. La explicación a este comportamiento puede encontrarse analizando localmente la zona de contacto entre punzón y chapa. Como se mostrará en detalle en la siguiente sección, el punzón de $\phi 1mm$ se indentó localmente en la cara interior de la chapa como consecuencia de las altas tensiones transversales generadas, alterándose así la tendencia creciente esperada en las curvas límite.

$\phi 20mm$			$\phi 10mm$		
<i>Prueba</i>	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$	<i>Prueba</i>	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$
1	0,504	-0,069	1	0,504	-0,047
2	0,498	-0,071	2	0,561	-0,058
3	0,546	-0,071	3	0,525	-0,038
4	0,513	-0,070	4	0,555	-0,039
<i>Media</i>	0,516	-0,073	<i>Media</i>	0,537	-0,044
σ	0,026	0,004	σ	0,023	0,008
$\phi 5mm$			$\phi 3mm$		
<i>Prueba</i>	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$	<i>Prueba</i>	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$
1	0,544	-0,082	1	0,545	-0,052
2	0,515	-0,065	2	0,563	-0,058
3	0,580	-0,080	3	0,575	-0,045
4	0,582	-0,076	4	0,537	-0,039
<i>Media</i>	0,555	-0,072	<i>Media</i>	0,556	-0,054
σ	0,027	0,011	σ	0,015	0,014
$\phi 1mm$					
<i>Prueba</i>	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$			
1	0,448	-0,051			
2	0,504	-0,055			
3	0,469	-0,055			
4	0,475	-0,051			
<i>Media</i>	0,474	-0,054			
σ	0,028	0,002			

Tabla 2.8: Valores de las deformaciones principales al comienzo de la estricción estimadas usando la metodología t-d para los ensayos de estirado con flexión para punzones cilíndricos de $\phi 20$, $\phi 10$, $\phi 5$, $\phi 3$ y $\phi 1mm$.

$\phi 20mm$			$\phi 10mm$		
<i>Prueba</i>	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$	<i>Prueba</i>	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$
1	0,825	-0,068	1	0,810	-0,044
2	0,832	-0,073	2	0,837	-0,054
3	0,830	-0,082	3	0,789	-0,040
4	0,812	-0,077	4	0,790	-0,039
<i>Media</i>	0,829	-0,074	<i>Media</i>	0,811	-0,044
σ	0,004	0,007	σ	0,022	0,006

$\phi 5mm$			$\phi 3mm$		
<i>Prueba</i>	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$	<i>Prueba</i>	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$
1	0,863	-0,084	1	0,820	-0,038
2	0,800	-0,054	2	0,821	-0,050
3	0,872	-0,062	3	0,850	-0,050
4	0,827	-0,081	4	0,800	-0,042
<i>Media</i>	0,830	-0,074	<i>Media</i>	0,818	-0,044
σ	0,036	0,015	σ	0,021	0,006

$\phi 1mm$		
<i>Prueba</i>	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$
1	0,574	-0,036
2	0,585	-0,032
3	0,600	-0,034
4	0,591	-0,035
<i>Media</i>	0,586	-0,034
σ	0,013	0,002

Tabla 2.9: Valores de las deformaciones principales capturadas en el ultimo fotograma antes de la rotura para ensayos de estirado con flexión con punzones cilíndricos de $\phi 20$, $\phi 10$, $\phi 5$, $\phi 3$ y $\phi 1mm$.

2.4. Análisis de la zona de fallo y metalografía.

En la siguiente sección se evalúan las deformaciones de fractura dúctil a partir de la medición de los espesores de la chapa y se realiza un análisis de la zona de fallo para cada configuración ensayada. Por último, se estima el tamaño de grano que posee el material virgen antes de los ensayos, el cual será necesario en

la aplicación del modelo de fallo que se explicará en el Capítulo 4.

2.4.1. Estimación de la curva de fractura del material

Una vez se realizaron los ensayos de estirado y estirado con flexión se cortaron las probetas ensayadas para separarlas en dos mitades. El corte de las probetas brinda acceso al lugar exacto donde ocurre el fallo y así tomar medidas del espesor de la chapa, ancho de la zona de estricción, etc.

Una vez limpia la zona de fallo, la medición de espesores se realizó empleando una lupa óptica conectada con el software de metrología, KAPPA Image Base (KIB). El uso de dicho sistema requirió un proceso de calibración previo y un ajuste adecuado del enfoque y de los aumentos. La Figura 2.31 muestra el sistema de medición óptico empleado y una de las imágenes tomadas, correspondiente a una probeta de estirado con flexión con punzón de $\phi 1mm$, a lo largo de la superficie de fractura, en la cual se realizó la medición del espesor.

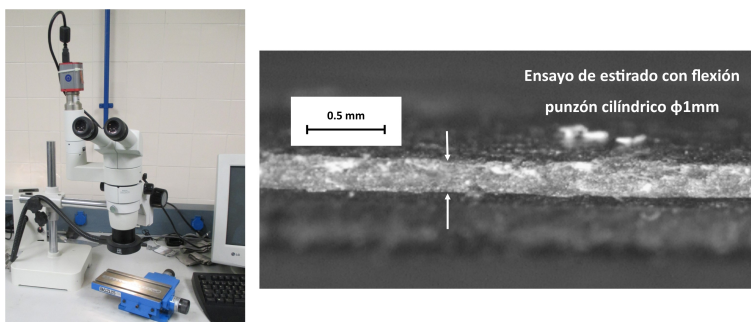


Figura 2.31: Sistema óptico KIB y micrografía con detalle de la medida del espesor de una probeta ensayada.

El procedimiento para la construcción de la curva límite de fractura (CLF) comienza con la medición del espesor de la probeta fracturada en varias localizaciones a lo largo de la grieta, a fin de obtener un valor medio y consecuentemente una deformación promedio en el espesor (ε_3), a partir de $\varepsilon_3 = \ln\left(\frac{t_f}{t_o}\right)$. Dicha deformación promedio fue evaluada en ambos lados de la grieta para cada probeta ensayada. La zona de fallo donde comenzó la grieta fue identificada mediante el uso de los fotogramas capturados por el sistema de correlación de imágenes. Por otro lado, a fin de validar las medidas de espesor tomadas a lo largo de la grieta, algunos especímenes fueron cortados perpendicularmente a la grieta y medidos

desde el perfil.

Una vez obtenido el valor medio de dicha deformación ($\bar{\varepsilon}_3$) para una probeta concreta, el valor de la deformación principal mínima promedio en el plano de la chapa $\bar{\varepsilon}_2$ fue evaluado a lo largo de la línea de fractura en el último fotograma grabado por el sistema DIC antes de la aparición de la grieta, es decir, el mismo valor de ε_2 que estimamos para la curva de fractura ingenieril (CLFI). Dicha hipótesis esta soportada experimentalmente por el hecho de que el desarrollo de la inestabilidad plástica ocurre bajo condiciones locales de deformación plana, como se puede observar en la Figura 2.22 para todos los caminos de deformación. Finalmente, la deformación principal máxima promedio $\bar{\varepsilon}_1$ para cada probeta ensayada pudo ser calculada a través de la hipótesis de incompresibilidad en un proceso de deformación plástica, esto es:

$$\bar{\varepsilon}_{1,f} = -(\bar{\varepsilon}_{2,f} + \bar{\varepsilon}_{3,f}) \quad (2.6)$$

La Tabla 2.10 presenta los valores de deformaciones principales de fractura dúctil medidos en los ensayos tipo Nakazima. Se muestran los valores en tres especímenes para cada camino de deformación estudiado, los valores medios y la de desviación estándar (σ).

En la Figura 2.32 se presenta el DLC del material, mostrándose la curva de estricción (CLCE), la curva de fractura ingenieril (CLFI) y la curva límite de fractura (CLF) del material. Como se aprecia, las formas de las curvas obtenidas son las habituales para materiales con alta conformabilidad, esto es, una curva de estricción en forma de V y una curva de fractura (CLF) aproximadamente lineal. Un aspecto interesante a notar es que si bien en todos los casos el mecanismo que controló el fallo fue la estricción localizada antes de la fractura dúctil, en el camino próximo a condiciones equibiaxiales ($\beta \approx 1$), el inicio de la estricción y posterior fractura apenas fue visible (ocurrió muy rápido) en las imágenes capturadas.

De igual forma se evaluaron las deformaciones de fractura (CLF) en los ensayos de estirado con flexión, obteniéndose los resultados mostrados en la Tabla 2.11. Estos datos se pueden ver de forma gráfica en la Figura 2.33 junto a los resultados previos de los límites de estricción y fractura ingenieril. A diferencia de lo que ocurre en los límites de estricción y fractura ingenieril, los límites de fractura (CLF) permanecen prácticamente constantes para todos los niveles de flexión evaluados, siendo insensibles a la severidad del gradiente de deformación durante el proceso. Esto está en concordancia con las observaciones experimentales encontradas en la literatura (Uko *et al.*, 1977).

	Tracción uniaxial		Deformación plana		Biaxial		Equi-biaxial	
<i>Prueba</i>	ε_1	ε_2	ε_1	ε_2	ε_1	ε_2	ε_1	ε_2
1	1,803	-0,356	1,424	-0,086	1,441	0,104	1,285	0,378
2	1,731	-0,308	1,460	-0,105	1,350	0,101	1,235	0,400
3	1,743	-0,307	1,405	-0,086	1,361	0,096	1,217	0,382
<i>Media</i>	1,767	-0,324	1,429	-0,092	1,384	0,100	1,246	0,387
σ	0,051	0,028	0,039	0,011	0,048	0,004	0,035	0,012

Tabla 2.10: Valores de deformaciones principales de fractura (dúctil) para los ensayos Nakazima en condiciones cercanas a tracción uniaxial, deformación plana, estado biaxial y estado biaxial equilibrado.

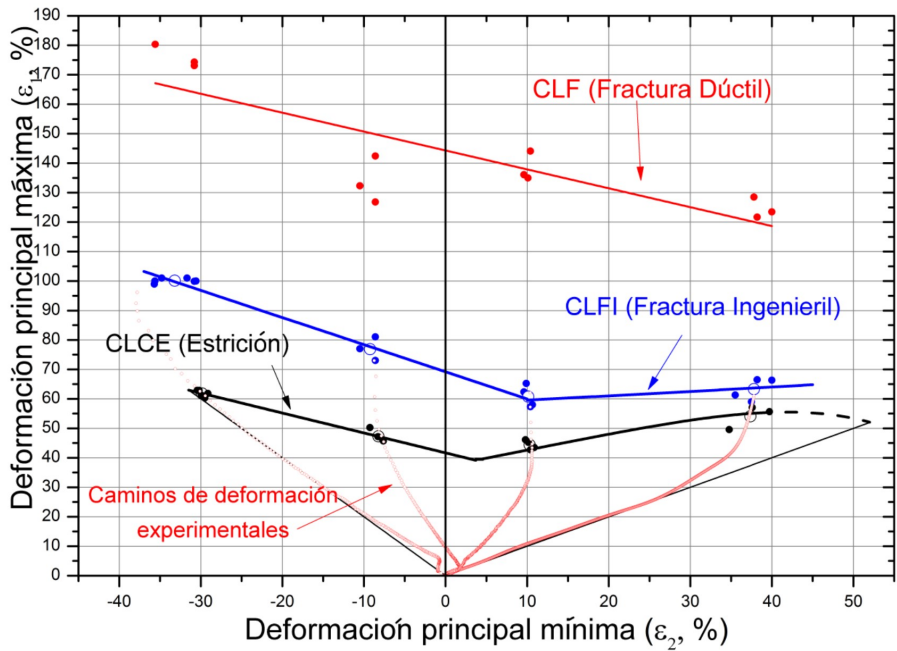


Figura 2.32: Diagrama límite de conformado de la chapa de acero H240LA-O3 de 1,2 mm de espesor.

$\phi 20mm$			$\phi 10mm$		
<i>Prueba</i>	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$	<i>Prueba</i>	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$
1	1,302	-0,068	1	1,250	-0,054
2	1,337	-0,073	2	1,256	-0,040
3	1,360	-0,083	3	1,297	-0,039
<i>Media</i>	1,333	-0,075	<i>Media</i>	1,268	-0,044
σ	0,029	0,007	σ	0,026	0,008

$\phi 5mm$			$\phi 3mm$		
<i>Prueba</i>	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$	<i>Prueba</i>	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$
1	1,274	-0,084	1	1,330	-0,050
2	1,332	-0,054	2	1,241	-0,043
3	1,231	-0,062	3	1,236	-0,039
<i>Media</i>	1,279	-0,067	<i>Media</i>	1,269	-0,044
σ	0,050	0,016	σ	0,052	0,006

$\phi 1mm$		
<i>Prueba</i>	$\varepsilon_{1,lim}$	$\varepsilon_{2,lim}$
1	1,253	-0,036
2	1,234	-0,033
3	1,261	-0,035
<i>Media</i>	1,249	-0,034
σ	0,014	0,002

Tabla 2.11: Valores de las deformaciones principales de fractura dúctil para los ensayos de estirado con flexión con punzones cilíndricos de $\phi 20mm$, $\phi 10mm$, $\phi 5mm$, $\phi 3mm$ y $\phi 1mm$ en condiciones cercanas a deformación plana.

Un aspecto interesante a resaltar en las Figuras 2.32 y 2.33 es que las deformaciones medidas en el fotograma antes del fallo (CLFI) están lejos de representar la deformación de fractura (CLF) del material medida directamente sobre el espesor de la probeta. Como ya se indicó, la curva CLFI está influenciada por las características del equipo de adquisición de imágenes (velocidad de captura, etc.).

La Figura 2.34 muestra los perfiles de ε_1 en el último fotograma antes del fallo en una sección perpendicular a la grieta, tanto en ensayos Nakazima como de estirado con flexión y en ellos se identifican tanto la deformación medida con DIC (CLFI) como el valor de fractura (CLF) midiendo espesores. En éstas queda muy

patente la acusada concentración de las deformaciones en el material, observándose claramente como dicha concentración se hace más acusada para punzones más pequeños. Hay que tener en cuenta que la evolución de deformación desde el nivel de CLFI hasta la CLF es muy rápida, tanto o más que la velocidad de captura de un fotograma a otro, esto es $1/12\text{seg}$. Por ello, la determinación de las deformaciones de fractura por DIC incurre en diferencias sustanciales respecto a la CLF obtenida a partir de espesores. Sin embargo, el interés de la curva CLFI es puramente práctico, ya que representa la máxima deformación superficial detectable antes de la fractura del material, teniendo esto gran importancia a la hora de la determinación online del fallo en planta o para la calibración de modelos de fallo analíticos/numéricos.

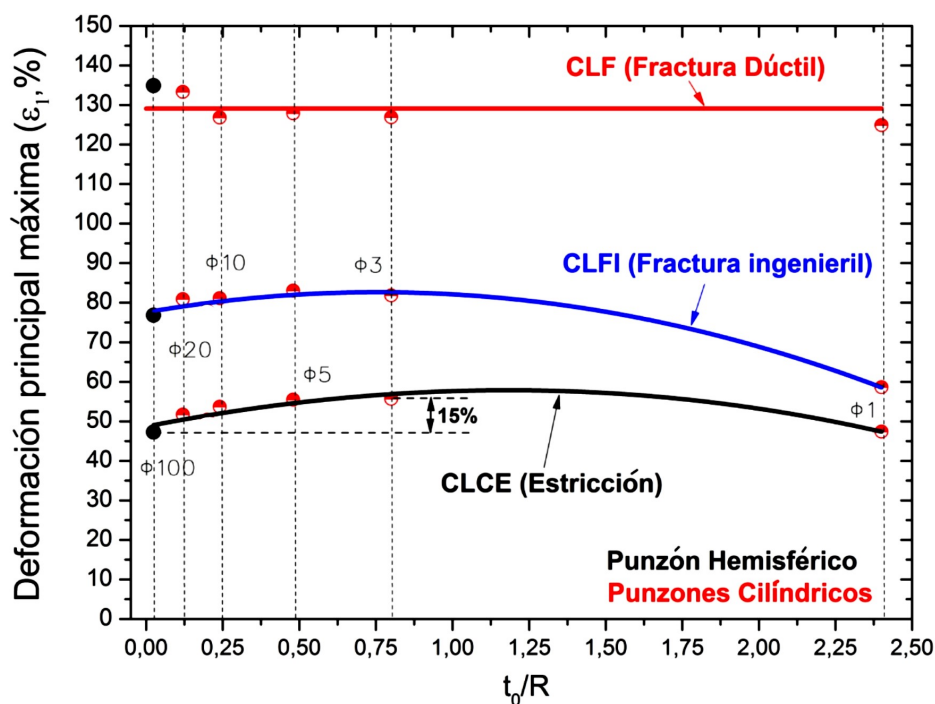


Figura 2.33: Influencia del nivel de flexión (t_0/R) sobre las curvas de estricción, fractura ingenieril y fractura dúctil del material.

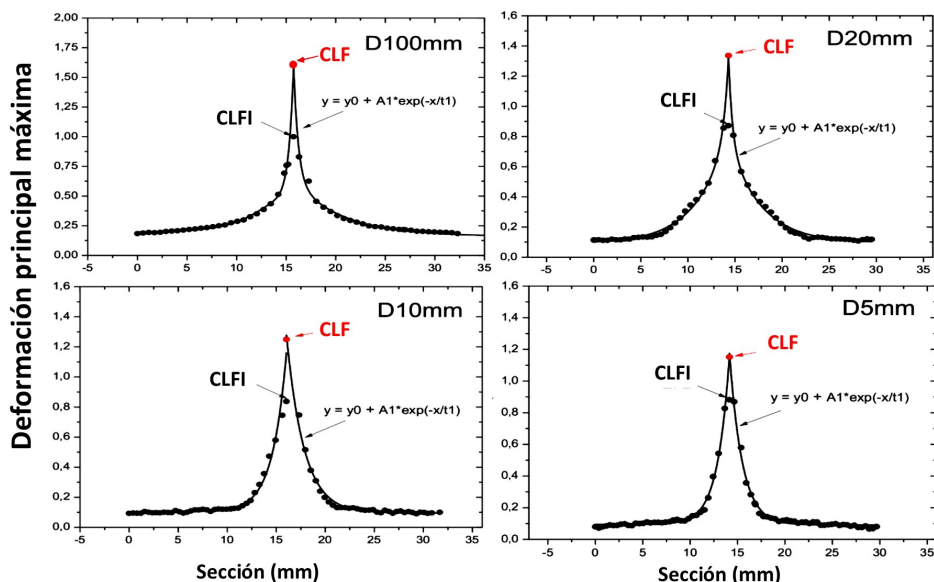


Figura 2.34: Distribución de la deformación principal máxima en una sección perpendicular a la fractura en ensayos de estirado y estirado con flexión para los diámetros $\phi 100$, $\phi 20$, $\phi 10$ y $\phi 5mm$.

2.4.2. Análisis geométrico de la zona de fallo.

A continuación se realiza el análisis geométrico de la zona de fallo en las probetas ensayadas tanto con punzón hemisférico (Nakazima) como con punzones cilíndricos de diferentes diámetros (estirado con flexión). Los especímenes fueron cortados en dirección perpendicular a la grieta y en una localización lo más próxima al lugar donde se inició el fallo del material (véase Figura 2.35). Tras realizar la preparación de la sección transversal de la probeta mediante pulido, se capturaron una serie de imágenes con la lupa óptica y el software de procesado.

La Figura 2.36 muestra los cortes de las secciones transversales realizadas en probetas bajo tres caminos de deformación diferentes en los ensayos Nakazima. En las mismas se ilustra, en línea de puntos, el contorno del punzón hemisférico de $\phi 100mm$ en la zona de contacto con la cara interior de la probeta. Tal y como se observa, la geometría de la cara interior de la probeta fuera de la zona donde se produjo la inestabilidad plástica se adapta perfectamente a la curvatura impuesta por el punzón. Algo similar ocurre también en la cara exterior de la misma,

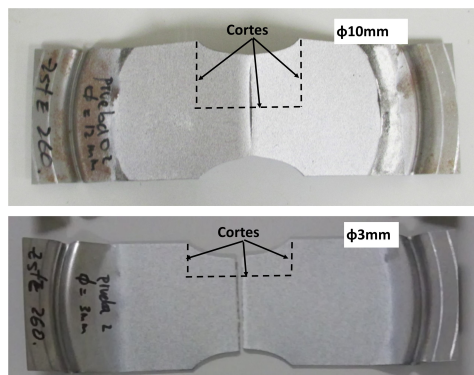


Figura 2.35: Esquema de los cortes realizados en probeta ensayada para obtener las muestras metalograficas para un ensayos de estirado con flexión de $\phi 10mm$ y $\phi 3mm$.

constatándose que todo el espesor de la chapa se adapta aproximadamente a la geometría impuesta.

Por otro lado, en la zona central se visualiza claramente la estricción localizada a través del espesor. La reducción de espesor es aproximadamente igual tanto en la cara exterior como interior, es decir, se reduce de forma simétrica respecto al plano medio de la probeta debido a la pequeña flexión inducida por el punzón de generoso radio. Esto corrobora que durante el desarrollo de la estricción localizada haya una pérdida de contacto, en la región de inestabilidad, entre el punzón y la chapa en concordancia con los trabajos de Kitting *et ál.* (2008). Por último, se hace notar el diferente nivel de adelgazamiento mostrado en función del camino de deformación ensayado. Como era de esperar, la máxima reducción de espesor se observó para el caso del estado de deformación biaxial equilibrado (Figura 2.36).

La Figura 2.37 representa las secciones transversales para los ensayos con punzones de $\phi 20mm$, $\phi 10mm$, $\phi 5mm$, $\phi 3mm$ y $\phi 1mm$. Una primera diferencia importante respecto a los ensayos Nakazima es que el diámetro del círculo que ajusta la cara exterior de la probeta fuera de la zona de inestabilidad pero en la zona de contacto con el punzón es mayor que el impuesto por la geometría del punzón en la cara interior, intensificándose dicho efecto a medida que el diámetro del punzón decrece y llegándose a observar claramente un fenómeno de indentación del punzón de $\phi 1mm$ en la cara interior de la chapa. En este caso, la curvatura del punzón sólo se transmite a las capas más cercanas a la zona de contacto del punzón, mientras que las más exteriores se deforman reproduciendo un radio de curvatura aparentemente bastante más generoso que el impuesto por el punzón.

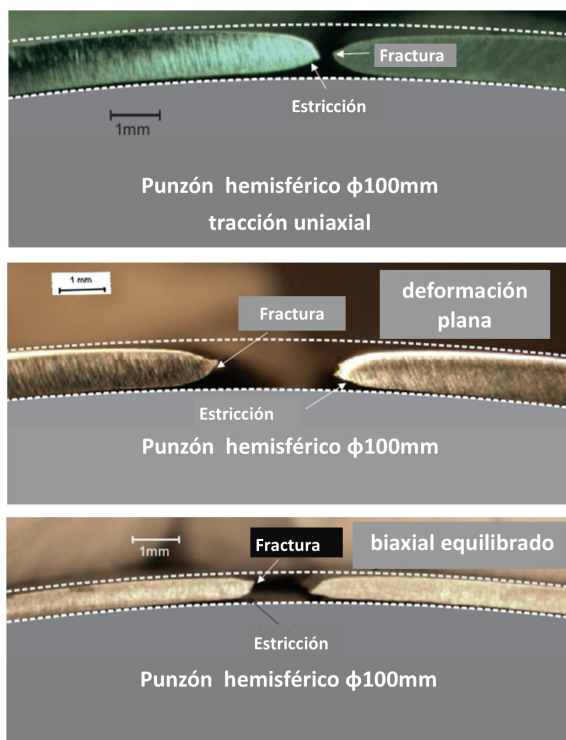


Figura 2.36: Detalles de la zona de estricción y fractura para los ensayos de estirado para condiciones cercanas a tracción uniaxial, deformación plana y biaxial equilibrado.

Este es el motivo por el que los resultados para las deformaciones límites obtenidas en la sección 2.3.2 para el comienzo de la estricción sean inferiores a las inicialmente esperadas, ya que la deformación de la cara externa, donde se miden las deformaciones límite, realmente se comporta como aquella correspondiente a un punzón de mayor diámetro.

Por otro lado, a medida que el diámetro del punzón decrece el reparto de reducción de espesor deja de ser similar en la cara exterior e interior del espécimen, concentrándose en la cara externa como consecuencia del severo efecto inducido por la flexión. A su vez, la pérdida de contacto apenas es observable en los punzones de menor diámetro.

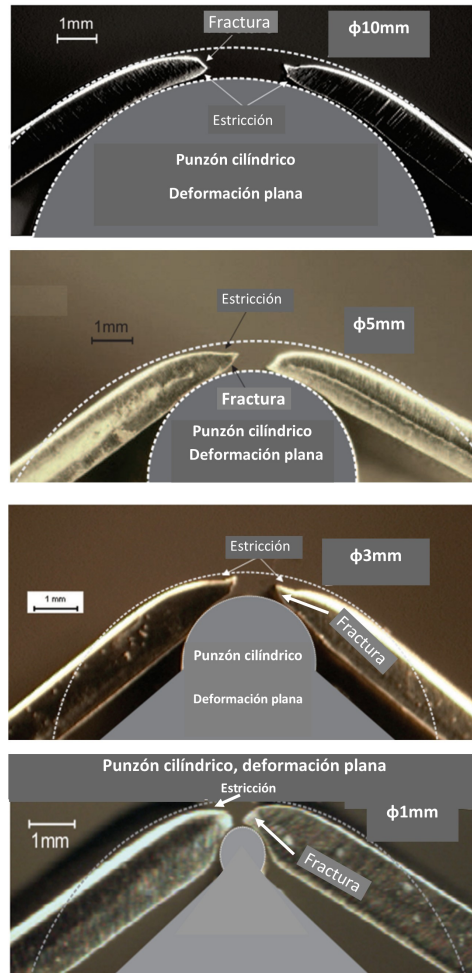


Figura 2.37: Detalles de la zona de estricción y fractura para los ensayos de estirado con flexión en condiciones cercanas a deformación plana para los punzones de $\phi 10mm$, $\phi 5mm$, $\phi 3mm$ y $\phi 1mm$.

2.4.3. Medición del tamaño de grano del material

La aplicación del modelo de fallo propuesto por Morales *et ál.* (2010); Morales-Palma *et ál.* (2013) propone que el daño está controlado por lo que ocurre en un volumen de material, en principio, dependiente de la microestructura de éste. Esto motivó la necesidad de estimar el tamaño de grano medio en la chapa de acero H240LA-O3 en estado de recepción. La metodología empleada sigue las normativas

ASTM E3, ASTM E7, ASTM E112 y ASTM E407.

De una de las chapas se cortaron dos muestras con un tamaño de $20\text{mm} \times 20\text{mm}$ cada una, las cuales fueron encapsuladas en frío en una resina acrílica Versocit (Struers). Estas muestras se pulieron con lijas de papel de varios grados (500, 800, 1200, 2000, 4000) hasta que sus superficies estuvieron casi especulares. En las últimas pasadas se empleó una pasta con diamante en suspensión DiaPro (Struers) con partículas de $3\mu\text{m}$ de diámetro. Finalmente para revelar la microestructura se realizó un ataque químico por inmersión utilizando una solución al 4 % de ácido nítrico en etanol (Nital) durante 10 – 15seg aproximadamente, como es usual para este tipo de aceros (Narayanasamy *et al.*, 2009). Algunas directrices para este procedimiento se encuentran en ASTM E407. Las medidas del tamaño de grano fueron realizadas por el método de intersección.

La Figura 2.38 muestra las distintas curvas utilizadas en la medición del tamaño de grano mediante el procedimiento de intersección. Las cuatro líneas rectas de la imagen corresponden al método de Heyn y las tres circunferencias corresponden al método de Abrams. Se integran los dos métodos con el objetivo de incrementar el perímetro total y por tanto las intersecciones. Además los patrones circulares evitan la sobre ponderación de una porción de la micrografía y las intersecciones ambiguas al final de las líneas.

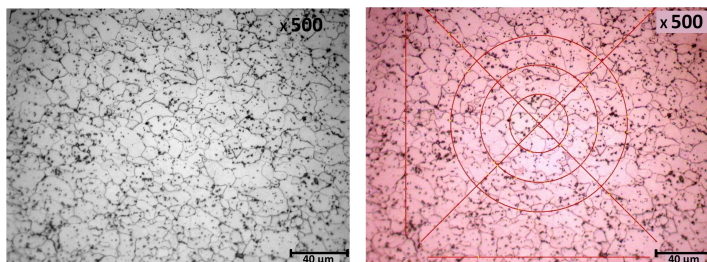


Figura 2.38: Micrografía del acero H240LA-O3 realizada a 500x (derecha) y esquema del método de intersecciones sobre la micrografía (izquierda).

La Figura 2.38 muestra los granos revelados en la chapa de acero H240LA-O3 en el estado de recepción. Se ven los granos con forma esferoidal, lo cual está acorde a el tratamiento térmico que reporta el material (O3) por parte del fabricante. Los parámetros encontrados en la granulometría se detallan en la Tabla 2.12.

<i>Metodo</i>	<i>G</i>	<i>D</i> [μm] (95 % <i>confianza</i>)	<i>Densidad</i> [mm/mm^2]
<i>Intersecciones</i>	11	8,02 \pm 2	15554

Tabla 2.12: Resultados de la granulometría para las chapas de acero H240LA-O3.

Capítulo 3

Modelo de elementos finitos.

En el presente capítulo se desarrolla un modelo tridimensional de elementos finitos capaz de reproducir los ensayos experimentales realizados en el laboratorio de forma realista. El objetivo del mismo es servir de herramienta para un posterior análisis y predicción del fallo de la chapa. Para la simulación numérica se empleó el código comercial ABAQUS.

El capítulo se estructura de la siguiente manera. En las primeras secciones se describen detalladamente el modelo empleado, las geometrías, tipos y formulaciones de elementos, condiciones de contorno, fricción y contacto. A continuación se detalla el modelo de material considerado, esto es, ley de comportamiento, criterio de fluencia y modelo de endurecimiento. Por último se comparan los resultados numéricos y experimentales a fin de calibrar los parámetros del modelo y validar el mismo.

3.1. Descripción del modelo de elementos finitos

El modelo de elementos finitos se ha desarrollado en Abaqus/Standar con integración implícita. El problema se supuso cuasi-estático y debido a las grandes deformaciones observadas experimentalmente (alrededor de 0.7) se consideró una formulación no-lineal de grandes desplazamientos y grandes deformaciones.

La Figura 3.1 muestra los elementos del modelo numérico considerado en el caso de punzón hemisférico. Dada la simetría existente, la simulación se ha llevado a cabo sobre la mitad de la geometría del conjunto a fin de reducir la carga computacional. Se trató de utilizar un modelo con doble simetría para simular sólo

un cuarto de la geometría, pero debido a problemas de rigidización originados por la malla de elementos en la zona central se decidió hacer la simulación en la mitad de la geometría.

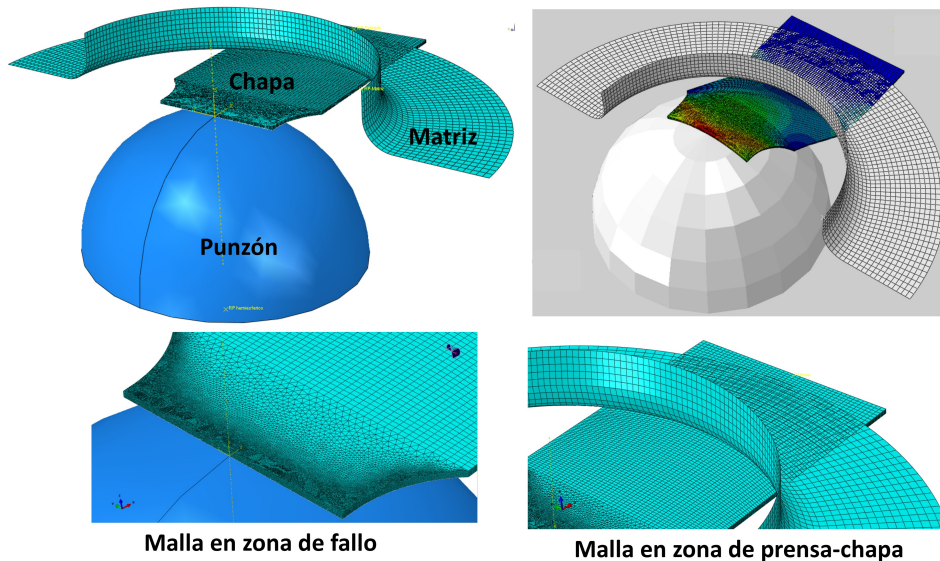


Figura 3.1: Esquema del modelo de elementos finitos y discretización.

Los elementos principales del modelo son la chapa, el punzón y la matriz (véase Figura 3.1). Para el punzón y la matriz se han elegido elementos rígidos tipo lámina, mientras que para la chapa se han seleccionado elementos deformables sólidos tridimensionales con el objetivo de capturar los efectos de la flexión a través del espesor de la chapa.

La Figura 3.1 muestra detalles de los citados elementos en diferentes zonas. Se observa como la densidad de malla empleada en la zona central de la chapa es mayor, ya que es precisamente allí donde los procesos de inestabilidad plástica ocurren, pasando a ser menos densa a medida que nos alejamos de la misma. Dependiendo del diámetro del punzón empleado en la simulación, se han utilizado distintos tamaños de elementos en la zona de fallo y distinto número de capas de elementos a través del espesor de la chapa.

La Tabla 3.1 muestra el tamaño y número de elementos en el espesor de la chapa empleados, los cuales se han seleccionado convenientemente a partir de un análisis de convergencia de las tensiones y deformaciones en la zona de interés.

Como era de esperar, a medida que el diámetro del punzón fue más pequeño y por tanto, la severidad del gradiente de deformaciones aumenta, el tamaño de elemento óptimo fue menor y el número de capas de elementos mayor.

	Tamaño de elementos	Número de elementos en el espesor
$\phi 100mm$	125 μm	5
$\phi 20mm$	125 μm	8
$\phi 10mm$	125 μm	8
$\phi 5mm$	125 μm	8
$\phi 3mm$	83 μm	9
$\phi 1mm$	83 μm	9

Tabla 3.1: Tamaños de elementos en el plano de la chapa y número de elementos a través del espesor de la chapa.

Como ilustración, la Figura 3.2 muestra la evolución de la deformación principal máxima (ε_1) y la fuerza durante el ensayo frente al desplazamiento del punzón en el punto central exterior de la chapa (punto de doble simetría), empleando diferentes tamaños de los elementos para la simulación del ensayo de estirado con punzón cilíndrico de $\phi 10mm$. Como se observa, la solución óptima de compromiso entre la precisión de los resultados y la carga computacional se consiguió para un tamaño de elemento en el plano de la chapa de 125 μm .

En referencia a la tipología más adecuada de elementos finitos a seleccionar, se probaron varios tipos de elementos con diferentes formulaciones (formulación híbrida, integración completa/reducida, estabilización numérica) y órdenes de interpolación (lineal o cuadrática). Para dicha selección se tomó como punto de partida el modelo numérico desarrollado por Martínez-Donaire (2012) para la simulación de ensayos similares sobre aleaciones de aluminio 7075-O. La combinación que fue capaz de reproducir de forma consistente los datos experimentales fue la siguiente:

1. Elementos tipo cuña de orden lineal (C3D6H), situados en la zona central de la probeta cubriendo el área donde existe contacto entre el punzón y la chapa (véase Figura 3.3) al ser ésta donde los niveles de deformación y tensión son más severos. Dichos elementos están compuestos por 6 nodos, 2 puntos de integración y tienen implementada una formulación híbrida. Estos elementos ha hecho posible evitar los fenómenos de bloqueo que ocurrían con el uso de elementos hexaédricos a niveles de deformación elevados.

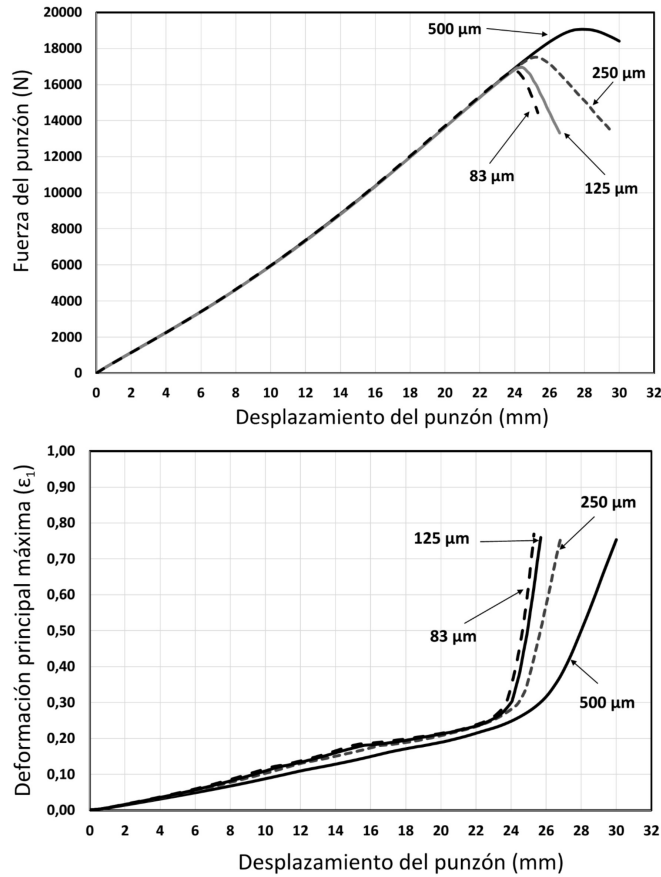


Figura 3.2: Influencia del tamaño de los elementos en la zona de fallo sobre las curvas de fuerza y de deformación principal máxima frente al desplazamiento del punzón para diferentes tamaño de la malla.

2. Elementos hexaédricos de orden lineal (C3D8R) para mallar el resto de la chapa (véase Figura 3.3), en la que predominan las tensiones de estirado en el plano. Éstos son elementos de 8 nodos con integración reducida, a fin de mejorar la carga computacional. Además permiten evitar los fenómenos de bloqueo volumétrico (sobre estimación de la rigidez del material) potenciados por el comportamiento incompresible de nuestro material a grandes deformaciones y de bloqueo a cortadura, el cual es importante debido al pequeño espesor de la chapa. La aparición de modos de deformación con energía de deformación cero (hourglassing) típicos en esquema de integración reduci-

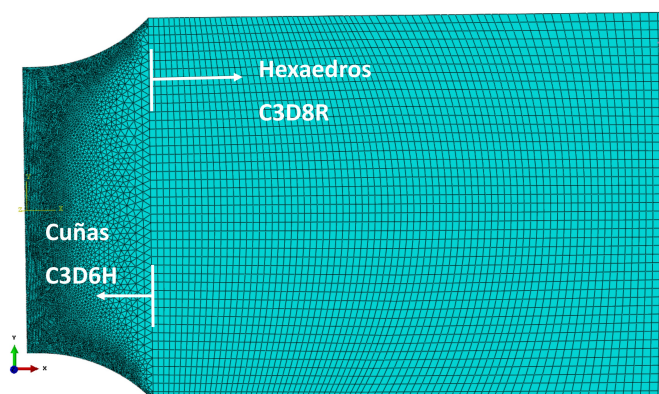


Figura 3.3: Tipos de elementos seleccionados para la chapa y ubicaciones.

da se evitaron empleando la opción enhanced (estabilización numérica) de Abaqus/Standard.

Con respecto a la formulación del contacto, se empleó el método Lagrangiano aumentado para el contacto normal, mientras que para el comportamiento tangencial se ha usado una formulación de penalización, basada en el modelo de fricción de Coulomb. Los valores de los coeficientes de fricción entre las superficies chapa-punzón y chapa-matriz se han ajustado a partir de las evoluciones experimentales de fuerza frente a desplazamiento del punzón. El análisis y ajuste de dichos coeficientes se ha llevado a cabo en los ensayos tipo Nakazima debido a que en éstos existe mayor zona de contacto y la influencia de la fricción se pone más de manifiesto. Éste aspecto se analizará más en detalle en la sección 3.4.

3.2. Simplificación del modelo

En un ensayo en el laboratorio, tras situarse la probeta en la posición correcta, se realiza el cierre del conjunto matriz-prensachapas mediante la aplicación de una fuerza que se fijó en un valor de 70kN para asegurar el cierre completo del sistema y evitar el deslizamiento de la probeta. Posteriormente, el punzón se desplaza verticalmente a una velocidad pequeña prefijada hasta el fallo de la chapa. El cierre del conjunto es muy costoso desde el punto de vista computacional debido a los pequeños radios existentes en el cordón de estirado. Su efecto es mantener sujeta la chapa durante el proceso de deformación, induciendo a la parte central de la chapa una tracción inicial mientras se clava el cordón de estirado. Por ello, en el

modelo numérico puede eliminarse el cordón de estirado siempre que se modele su efecto introduciendo una pre-tracción en la chapa y un posterior empotramiento de la misma en la zona más allá del cordón de estirado. A continuación se realiza un análisis comparativo para mostrar que ambas configuraciones son numéricamente equivalentes, tomando como referencia los niveles y evoluciones de tensiones y deformaciones generadas sobre la chapa, especialmente en la zona central.

La Figura 3.4 muestra en la parte superior un esquema de la simulación completa (Matriz-chapa-prensachapas) para un punzón cilíndrico de $\phi 20mm$ y en la parte inferior un esquema de la simulación simplificada para el mismo ensayo.

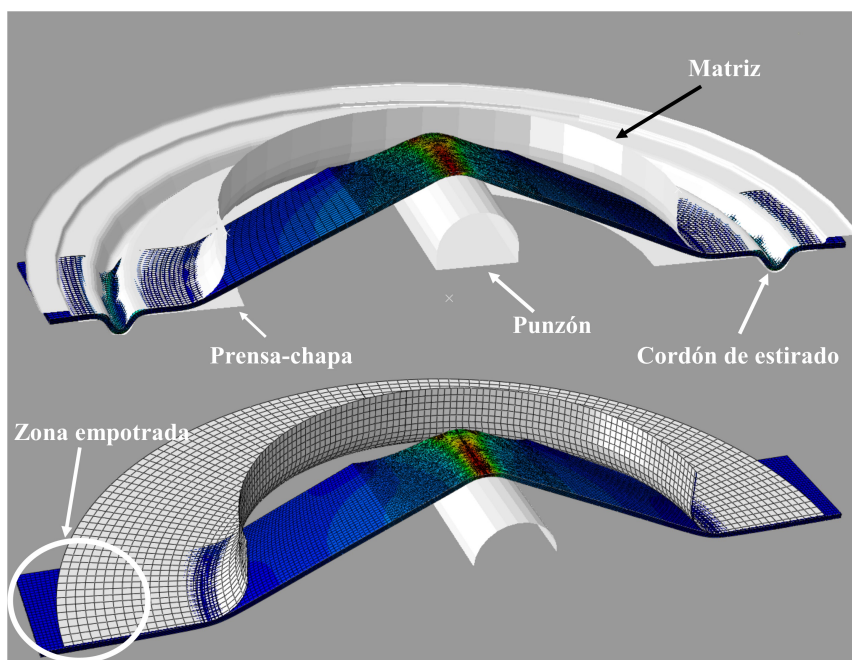


Figura 3.4: Modelo de elementos finitos del montaje experimental completo (arriba) y modelo simplificado (abajo).

En la simulación completa, el proceso de cierre se ha simulado mediante dos pasos. Inicialmente se realiza un desplazamiento vertical del prensachapas y después se impone la fuerza de cierre del prensachapas (70kN). En la simulación simplificada, es apropiado suponer que el efecto que induce el proceso de cierre sobre la zona central de la probeta es equivalente a una pre-tracción en el plano de la chapa. Dicha pre-tracción se consigue aplicando un desplazamiento longitudinal uniforme

en la zona del cordón de estirado, cuyo valor se obtiene de forma que la deformación impuesta en la zona central de la chapa sea similar a la obtenida en el proceso real de cierre completo. Para las simulaciones realizadas, un desplazamiento de 0,122 mm, para el caso de las probetas de deformación plana, y de 0,275 mm para el caso de las probetas de tracción uniaxial fueron suficientes para reproducir las deformaciones medidas en el laboratorio. Para los caminos de deformación biaxial y biaxial equilibrado no se hizo necesaria la aplicación de ninguna pre-tracción.

Una vez impuesta la pre-tracción, se empuja la zona de la probeta que queda tras el cordón de estirado. A partir de aquí comienza el desplazamiento del punzón hasta el fallo de la chapa. Esta fase es idéntica para ambas simulaciones (completa y simplificada). Por simplicidad se ha adoptado para esta comparativa un modelo de comportamiento isótropo del material, tanto en el régimen elástico como en el régimen plástico, los cuales están definidos por la ley de Hooke y el criterio de plastificación de Von Mises con endurecimiento cinemático.

La Figura 3.5 muestra la evolución de la fuerza del punzón frente al desplazamiento del mismo, para la simulación completa (línea continua) y la simulación simplificada (puntos) en un ensayo de estirado con flexión con punzón cilíndrico de $\phi 20mm$. Como se observa, ambas evoluciones son prácticamente iguales, indicando que de manera global la rigidez del sistema es la misma para ambas simulaciones.

La Figura 3.6 muestra los caminos de deformación en el espacio de deformaciones principales (ε_1 vs ε_2) seguidos por puntos ubicados en el plano de doble simetría (centro) de la probeta para las dos simulaciones, poniendo de manifiesto otra vez la equivalencia de ambas simulaciones. Como se puede observar, el campo de deformaciones en las cercanías del plano de simetría transversal, zona de interés para el estudio posterior del fallo, es similar en ambos casos.

Por último, la Figura 3.7 muestra la evolución de las tensiones principales en el plano de la chapa (σ_1 vs σ_2) de un punto situado en la cara exterior de la misma, justo en el plano de doble simetría (centro de la probeta) para ambas simulaciones. Si bien las evoluciones al principio del proceso (etapa de cierre) difieren ligeramente, dichas desviaciones no tienen apenas influencia en la tendencia de las tensiones en la etapa de conformado, existiendo una correspondencia más que razonable.

Por ello, a partir de ahora se utilizará el modelo simplificado para realizar las simulaciones de todos los ensayos.

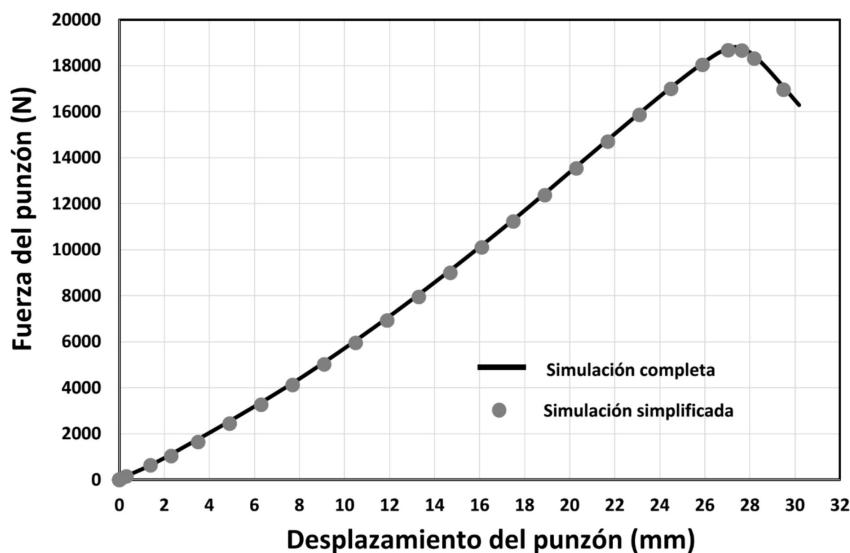


Figura 3.5: Evolución de la fuerza frente al desplazamiento del punzón durante el proceso de conformado para el modelo completo y el modelo simplificado usando plasticidad tipo Mises.

3.3. Modelo de comportamiento del material

El comportamiento de las chapas de acero H240LA-O3 se ha considerado que responde a un modelo elastoplástico con endurecimiento no-lineal e independiente de la velocidad de deformación, tal como suelen modelarse los metales conformados en frío y a baja velocidad. A continuación se describen la ley de comportamiento, el criterio de plastificación y el modelo de endurecimiento que mejor reproducen los datos experimentales provenientes de la caracterización mecánica de la chapa.

3.3.1. Ley de comportamiento del material

El comportamiento elástico se ha supuesto isótropo lineal, siguiendo la ley de Hooke. El módulo de Young, el coeficiente de Poisson y el límite elástico se han obtenido experimentalmente de la caracterización mecánica de las chapas (ver Capítulo 2).

La parte plástica se ha ajustado a partir de las curvas de tensión real frente a la deformación plástica principal máxima (σ vs. ε_1^p) obtenidas de los ensayos de tracción. Se ha empleado una ley de Voce, la cual, como se verá, reproduce de ma-

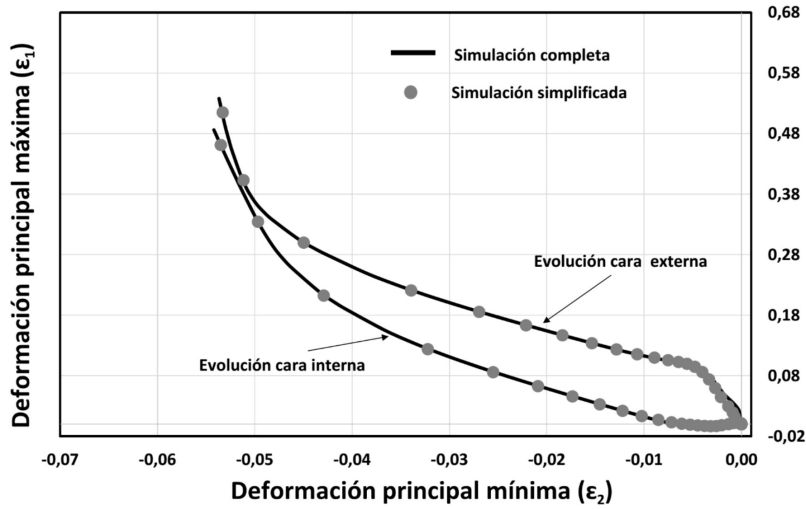


Figura 3.6: Caminos de deformación en el punto de doble simetría de la probeta en la cara exterior y cara interior, durante las fases de cierre y de conformado para el modelo completo y el modelo simplificado usando plasticidad tipo Mises.

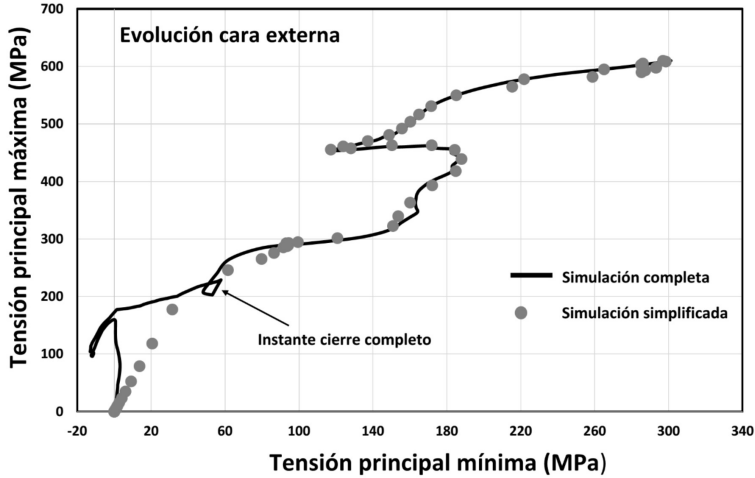


Figura 3.7: Evolución de las tensiones en el espacio, σ_1 vs. σ_2 , para el punto de doble simetría de la probeta en la cara exterior durante las fases de cierre y conformado tanto para el modelo completo como el modelo simplificado usando plasticidad tipo Mises.

nera adecuada las evoluciones experimentales de deformaciones, desplazamientos y fuerzas medidas en laboratorio.

$$\sigma_{eq}(MPa) = 531,68 - 279,27e^{-8,2\varepsilon_{eq}^p} \quad (3.1)$$

La Ecuación 3.1 muestra la expresión de la ley de Voce ajustada a 0° , donde σ_{eq} es la tensión equivalente y ε_{eq}^p es la deformación plástica equivalente. Existen en la literatura algunos estudios que han arrojado buenos resultados utilizando una ley de Voce en aceros de alta resistencia (Panich *et ál.*, 2013; Kim *et ál.*, 2013).

3.3.2. Criterio de plastificación

En este trabajo se ha seleccionado el criterio de plasticidad anisótropo de Barlat'91 (Barlat *et ál.*, 1991). Este criterio fue desarrollado como generalización del criterio isótropo de Hershey (Hershey, 1954) para describir el comportamiento de materiales con anisotropía ortótropa sujetos a estados de tensiones generales (σ). La Ecuación 3.2 representa el criterio de Barlat'91,

$$\phi = |\tilde{S}_1 - \tilde{S}_2|^m + |\tilde{S}_2 - \tilde{S}_3|^m + |\tilde{S}_3 - \tilde{S}_1|^m = 2\sigma_Y^m \quad (3.2)$$

en la que m es un parámetro relacionado con la estructura cristalina del material, \tilde{S}_i son las componentes principales del tensor desviador transformado, siendo éste una transformación lineal del tensor desviador (S) y σ_Y es el límite de fluencia en la dirección seleccionada, el cual tendrá diferentes expresiones dependiendo del modelo de endurecimiento elegido.

La anisotropía se introduce en el criterio a través de la aplicación de un operador de transformación lineal de cuarto orden (\tilde{L}) sobre el tensor de tensiones desviador (S), como se muestra en la Ecuación 3.3, donde T es la matriz de transformación entre el tensor σ y el tensor S y L resulta de agrupar el operador \tilde{L} y la matriz T .

$$\tilde{S} = \tilde{L}S \quad , \quad \tilde{S} = \tilde{L}T\sigma = L\sigma \quad (3.3)$$

En el caso de materiales anisótropos con simetría ortótropa el operador L tiene la forma que se muestra en la Ecuación 3.4.

$$L = \begin{bmatrix} \frac{C_2+C_3}{3} & \frac{-C_3}{3} & \frac{-C_2}{3} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-C_3}{3} & \frac{C_1+C_3}{3} & \frac{-C_1}{3} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-C_2}{3} & \frac{-C_1}{3} & \frac{C_1+C_2}{3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_5 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_6 \end{bmatrix} \quad (3.4)$$

Los coeficientes C_i son las constantes responsables de describir la anisotropía del material y dependen de las propiedades mecánicas del mismo. En el caso particular de ser todos los coeficientes iguales a 1, la aplicación del operador L sobre el tensor de tensiones σ , nos conduciría al tensor de tensiones desviador, obteniéndose así un comportamiento isótropo del material.

La correcta descripción de la superficie de plastificación de Barlat'91 requiere la correcta calibración tanto de los seis parámetros de anisotropía (C_i) como del exponente (m).

Por un lado, el ajuste de los parámetros C_i se ha realizado a partir de los valores experimentales obtenidos de los límites de fluencia y los parámetros de Lankford en los ensayos de tracción a 0° , 45° y 90° (véase Tabla 3.2), empleando la simplificación propuesta por Jackiewicz (2009). La particularización del criterio de plastificación a un estado de tensión plana en la chapa ($\sigma_{33} = \sigma_{23} = \sigma_{13} = 0$) reduce el número de constantes a determinar a cuatro (C_1 , C_2 , C_3 y C_6). Por ello, las constantes C_4 y C_5 se han fijado iguales a 1, tal y como es habitual cuando se ajustan modelos 3D al comportamiento de chapa (Barlat *et ál.*, 1991; Suh *et ál.*, 1996; Yoon *et ál.*, 2000b,a).

	0°	45°	90°
Tensión de fluencia [σ_y ,MPa]	253.02	254.18	250.82
Coeficiente de Lankford (r)	1.1770	1.1010	1.4331

Tabla 3.2: Propiedades mecánicas de la chapa de acero H240LA-O3 necesarias en la calibración del criterio de fluencia de Barlat'91.

Finalmente se obtiene un sistema sobredeterminado, por lo que la elección de qué 4 parámetros elegir para evaluar las constantes C_i es importante. Los límites de fluencia fijan directamente el valor de un punto en la superficie, mientras que los coeficientes de Lankford están directamente relacionados con las direcciones en el espacio de las tensiones (Barlat, 2010).

En esta tesis se han analizado varias alternativas para ajustar las 4 constantes C_i . Por un lado, fijando las tres tensiones de fluencia y un parámetro de Lankford en una dirección, obteniéndose así tres alternativas posibles. Por otro lado, fijando los tres parámetros de Lankford y una tensión de fluencia en una dirección, obteniéndose nuevamente tres combinaciones. Tras el ajuste de las cuatro constantes C_i del criterio de plastificación, para cada una de las alternativas posibles, se evaluaron las dos tensiones de fluencia o los dos parámetros de Lankford (dependiendo de la alternativa considerada) que no habían sido impuestos para el ajuste del criterio y fueron comparados con los valores experimentales. De todas las alternativas se seleccionó aquella que arrojaba una menor desviación de dichos parámetros respecto a los datos experimentales, siendo ésta la selección de las tres tensiones de fluencia (σ_0 , σ_{45} , σ_{90}) y el coeficiente de Lankford a 0° (r_0).

La Tabla 3.3 muestra los valores de las constantes. Nótese que los valores del exponente considerados para este proceso de ajuste fueron $m = 6$ y $m = 2$. Sólo se presentan los resultados para $m = 2$ dado que, como se comprobará a continuación, este fue el que mejor reprodujo los caminos de deformación medidos experimentalmente en la cara externa de la probeta.

C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6
0.867968	0.881289	1.114190	1.000000	1.000000	1.04737

Tabla 3.3: Coeficientes empleados en el criterio de fluencia Barlat'91 para la chapa H240LA-O3 ajustados para un exponente de $m=2$

El exponente m se puede considerar un parámetro del criterio de plastificación cuya optimización puede mejorar la descripción de la superficie de plastificación. Sin embargo, Barlat *et al.* (2003) proponen en términos generales emplear un valor de $m=6$ para materiales con estructura cristalina cúbica centrada en el cuerpo (BCC) siendo éste el caso del acero H240LA-O3 y un valor de $m=8$ para estructuras cúbicas centradas en la cara (FCC) (Barlat *et al.*, 1997, 2003, 2005). Por ello, en base a dicha recomendación, se comenzó seleccionando un valor de $m = 6$. A fin de validar dicha selección, la Figura 3.8 muestra las evoluciones experimentales y numéricas de las deformaciones principales en el punto de fallo situado en la cara externa para un caso con punzón cilíndrico de $\phi 3mm$ y empleando un exponente de $m = 6$. Como se aprecia existen diferencias sustanciales en las deformaciones simuladas y medidas desde el principio del proceso. Este comportamiento fue observado igualmente en pruebas con diferentes diámetros de punzón.

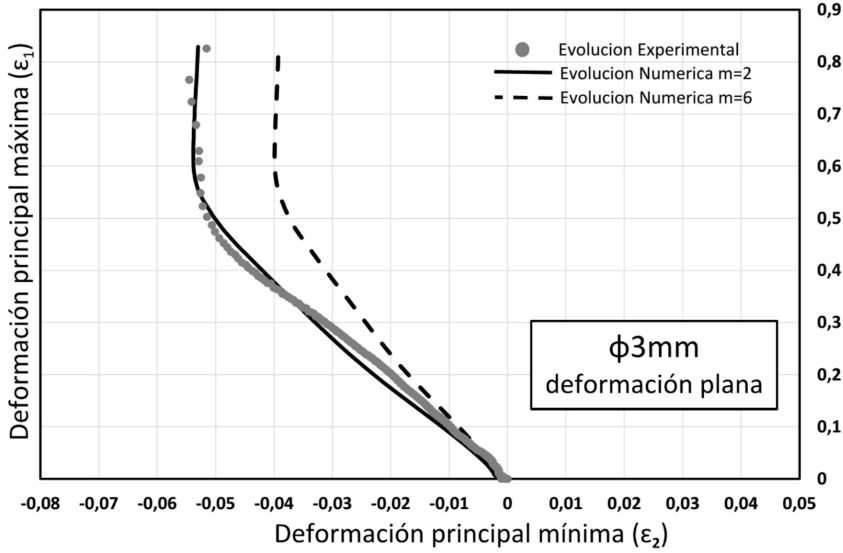


Figura 3.8: Influencia del exponente m ($m=2$ y $m=6$) sobre el camino de las deformaciones principales. Evoluciones tomadas en el punto de fallo sobre la cara externa de la chapa para un ensayo con punzón cilíndrico de $\phi 3mm$.

Dado que el criterio cuadrático de Hill'48 (Hill, 1948) se ha empleado en numerosas ocasiones en la literatura para modelar el comportamiento plástico de aceros (Rees, 2006), se optó por probar un exponente cuadrático $m = 2$ para analizar el efecto en los resultados. Como se muestra en la Figura 3.8 para un punzón de $\phi 3mm$ las evoluciones numéricas se ajustaron razonablemente a las experimentales, ocurriendo esto para las diferentes simulaciones testadas.

La Figura 3.9 presenta las superficies de plastificación, en el plano de las tensiones principales, σ_1 vs. σ_2 , para el criterio de Barlat con $m = 2$, $m = 6$ y el criterio de fluencia de Hill'48. Se observa que la forma cuadrática ($m = 2$) del criterio de Barlat'91 es muy parecida al Hill'48, quedando la superficie para $m = 6$ relativamente lejana a éstas. A la vista de los resultados anteriores y al hecho de que en la literatura se ha propuesto en numerosas ocasiones un exponente cuadrático para aceros (Kuroda y Tvergaard, 2000), se seleccionó una superficie de fluencia tipo Barlat'91 con exponente $m = 2$ y las constantes mostradas en la Tabla 3.3 para modelar el comportamiento de la chapa H240LA-O3.

Finalmente hay que notar que el criterio de fluencia de Barlat'91, junto con los dos modelos de endurecimiento (no lineales) que se describen en la siguiente

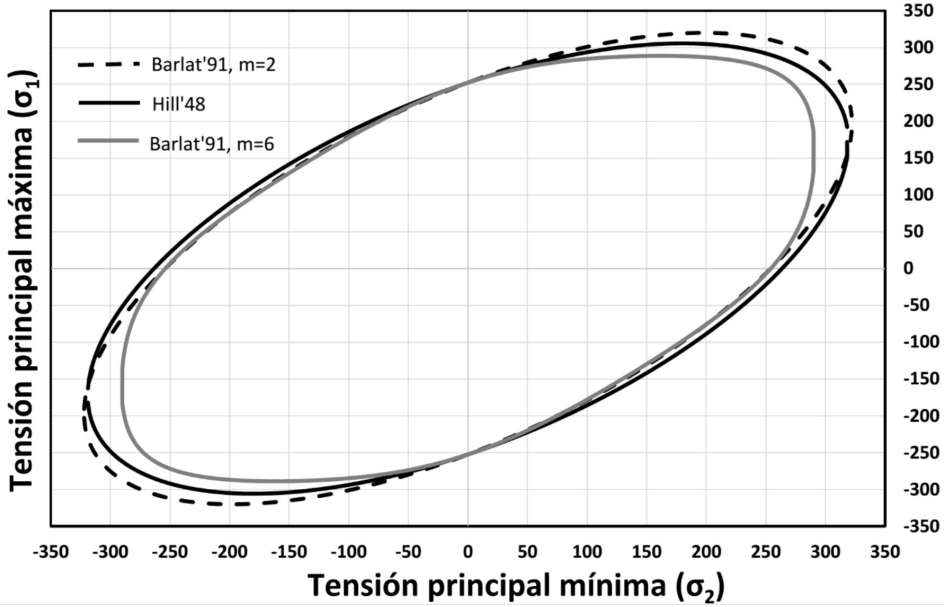


Figura 3.9: Superficies de fluencia para la chapa H240LA-O3 mediante los criterios de Hill'48 y Barlat'91 ($m=2$ y $m=6$).

sección, han sido implementados en Abaqus a través de subrutinas de material UMAT.

3.3.3. Modelo de endurecimiento

En este trabajo se han considerado dos modelos de endurecimiento: isótropo puro y cinemático puro. Un endurecimiento isótropo cambia únicamente el tamaño de la superficie de plastificación, sin variar la posición de su centro y sin modificar la forma de la misma. Mientras que, en el caso cinemático puro permanece invariante el tamaño de la superficie pero se modifica la posición del centro de la misma.

Es bien conocido que los metales se endurecen cuando son deformados plásticamente, es decir, la tensión requerida para causar más deformación plástica se incrementa, usualmente en función de la deformación plástica equivalente acumulada (ε_{eq}^p), la cual puede escribirse como:

$$\varepsilon_{eq}^p = \int d\varepsilon_{eq}^p \quad (3.5)$$

siendo $d\varepsilon_{eq}^p$ el incremento de deformación plástica equivalente.

La Figura 3.10 muestra una curva de tensión-deformación (no lineal) obtenida de un ensayo de tracción junto con un esquema de la superficie de plastificación inicial y las posteriores superficies de fluencia una vez ocurrido el endurecimiento. En este caso, las superficies de plastificación se muestran expandidas comparadas con la inicial. Cuando la expansión es uniforme en todas las direcciones en el espacio de las tensiones, el endurecimiento es llamado isótropo (Dunne y Petrinic, 2005). En este caso, una función de plastificación con endurecimiento isótropo viene dada por:

$$\phi(\sigma_{ij}, \varepsilon_{ij}^p) = \sigma_{eq}(\sigma_{ij}) - \sigma_Y[\varepsilon_{eq}^p(\varepsilon_{ij}^p)] \quad (3.6)$$

donde la función $\sigma_{eq}(\sigma_{ij})$ depende del criterio de plastificación elegido, y el término $\sigma_Y[\varepsilon_{eq}^p(\varepsilon_{ij}^p)]$ se corresponde con la ley de endurecimiento, la cual controla el tamaño en función de la deformación plástica acumulada.

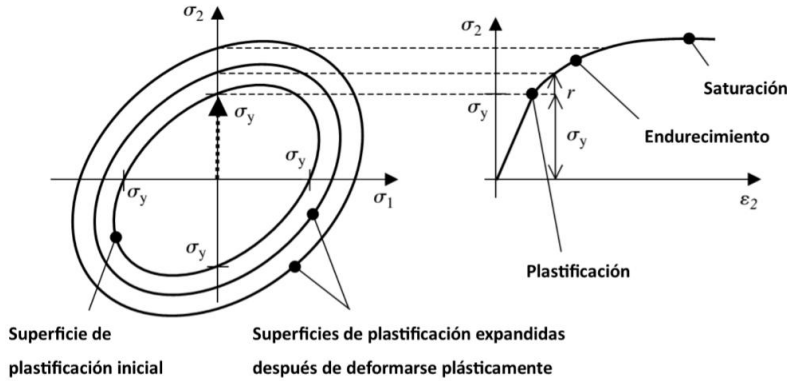


Figura 3.10: Esquema de un endurecimiento isótropo y expansion de la superficie de plastificación (Dunne y Petrinic, 2005).

Por otro lado, cuando la forma y tamaño de la superficie de plastificación se conserva, pero esta se traslada en el espacio de las tensiones como si fuera un cuerpo rígido, se dice que existe una rigidización cinemática. Esta última se observa experimentalmente con frecuencia, ya que tras ser cargados en una dirección, muchos materiales muestran una caída en la resistencia a la fluencia en la dirección contraria (Lemaitre y Chaboche, 1990). Este fenómeno es conocido como efecto Bauschinger y puede ser modelado con el uso de un endurecimiento cinemático, a diferencia de lo que ocurre en un modelo isótropo puro.

En la Figura 3.11 se observa que tras haber sido cargado (a tracción en este caso) en una dirección, el nivel de carga necesario para producir plastificación en sentido opuesto (compresión) es menor en valor absoluto que el inicial. Este comportamiento es debido a la translación de la superficie de plastificación, tal y como se ilustra. Este modelo de endurecimiento cinemático puro, se puede describir mediante la siguiente ecuación:

$$\phi(\sigma_{ij}, \varepsilon_{ij}^p) = \bar{\sigma}_{eq}[\sigma_{ij} - \alpha_{ij}(\varepsilon_{ij}^p)] - \sigma_{Y_0} \quad (3.7)$$

donde σ_{Y_0} es el límite elástico inicial del material ($\varepsilon_{ij}^p = 0$) y el tensor α_{ij} describe la traslación de la superficie de plastificación en el espacio de las tensiones. Debido a que el centro de la superficie de plastificación se desplaza, las tensiones medidas desde el centro de la superficie de plastificación reciben el nombre de tensiones reducidas y vienen dadas como:

$$\bar{\sigma}_{ij}(\sigma_{ij}, \varepsilon_{ij}^p) = \sigma_{ij} - \alpha_{ij}(\varepsilon_{ij}^p) \quad (3.8)$$

De la misma forma, se define la tensión equivalente reducida ($\bar{\sigma}_{eq}(\bar{\sigma}_{ij})$) como aquella tensión equivalente obtenida empleando las tensiones reducidas anteriormente definidas.

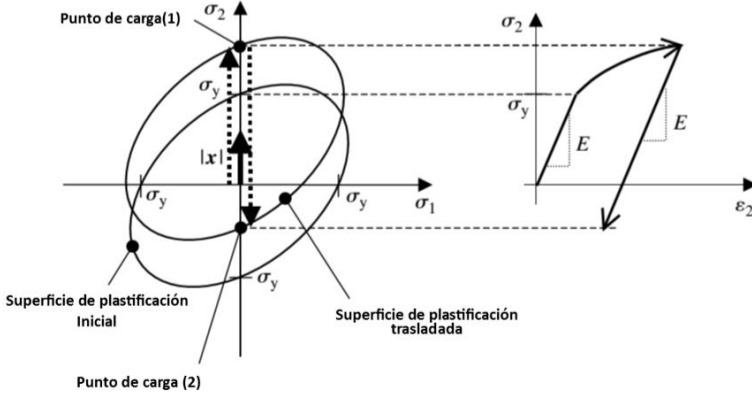


Figura 3.11: Esquema de un endurecimiento cinemático y translación de la superficie de plastificación (Dunne y Petrinic, 2005).

En lo relativo a la regla de translación, en esta tesis se ha considerado el modelo de endurecimiento no lineal propuesto por Chaboche (1986). En dicho modelo, el

movimiento de la superficie viene dado por la suma de un término cinemático puro (similar a la ley de Prager) y un término de relajación no lineal, de acuerdo a la siguiente expresión:

$$d\alpha_{ij} = C d\varepsilon_{ij}^p - \gamma \alpha_{ij} d\varepsilon_{eq}^p \quad (3.9)$$

donde C y γ son parámetros del material, los cuales son calibrados mediante las curvas de tensión-deformación obtenidas en los ensayos de tracción. El parámetro C define el módulo de endurecimiento cinemático inicial, mientras que γ determina la velocidad a la que dicho módulo de endurecimiento decrece a medida que aumenta la deformación plástica.

La particularización y resolución analítica de la Ecuación 3.9 al caso particular de un ensayo de tracción permite la obtención de los parámetros C y γ mediante el ajuste por mínimos cuadrados de los datos experimentales de tensión vs. deformación plástica real. La Tabla 3.4 muestra los valores de C y γ obtenidos con los datos experimentales de los ensayos de tracción en la dirección de laminación (0°) para la chapa de acero H240LA-O3.

C [MPa]	γ	σ_{Y_0} [MPa]
2290	8.2	252.42

Tabla 3.4: Coeficientes del modelo de endurecimiento cinemático puro de Chaboche para las chapas de acero H240LA-O3

En general, una combinación de ambos tipos de modelos de endurecimiento (endurecimiento mixto) sería la aproximación más acertada que podría realizarse, pero su caracterización requeriría la realización de ensayos de carga invertida para ponderar la parte isótropa y cinemática que tiene el comportamiento real de nuestro material. Por ello se ha optado por el análisis de modelos puros, tanto isótropo como cinemático.

3.4. Calibración del coeficiente de fricción

La calibración del modelo de fricción requiere la selección de los coeficientes de rozamiento en la interface punzón-chapa y matriz-chapa. Dado que la influencia de este último en el fallo de la chapa es pequeña en esta tesis se ha supuesto un valor típicamente empleado en la literatura para contactos metal-metal sin lubricación. Dicho valor se ha fijado en $\mu=0,15$ (Davis, 1997; Woodbury, 1991). En cambio, la

selección del coeficiente de rozamiento entre punzón-chapa, zona donde se produce posteriormente el fallo, se ha ajustado comparando las evoluciones experimentales de fuerza frente a desplazamiento del punzón con las obtenidas en las simulaciones numéricas. Tal y como se indicó dicha calibración se ha realizado usando los ensayos de estirado tipo Nakazima ($\phi 100mm$).

La Figura 3.12 presenta los resultados experimentales y numéricos para dos caminos de deformación de los ensayos Nakazima, tracción pura (arriba) y deformación plana (abajo), para tres valores del coeficiente de rozamiento entre punzón-chapa $\mu = 0,01, 0,05$ y $0,08$. Por claridad, sólo se muestran los datos correspondientes al modelo de endurecimiento cinemático puro. Como se verá más adelante, éste es el que es capaz de modelar las inversiones de la carga que ocurren en procesos de estirado con flexión y el que mejor reproduce la información experimental.

Para todos casos estudiados el comportamiento es similar, a medida que el coeficiente de fricción aumenta también crecen tanto el valor de la fuerza máxima registrada en la simulación, como el valor de desplazamiento para el cual se alcanza dicho máximo. Esto significa que el fallo de la chapa se retrasa ligeramente para niveles de rozamiento crecientes. En efecto, debido a que el fallo está controlado por estricción y es la cara interior la que gobierna este tipo de fallo, hay cierta tendencia a que el fallo sea retenido a medida que el rozamiento en dicha superficie sea creciente (Semiatin, 2006).

Por otro lado, las figuras anteriores ponen de manifiesto que el efecto de la fricción es más acusado en el caso de ensayos Nakazima en deformación plana, tal y como era de esperar, dado que la zona de contacto entre punzón-chapa es mayor que en el caso de tracción uniaxial. Además se observa, para todas las simulaciones analizadas, que la pendiente de la curva fuerza frente a desplazamiento es insensible al coeficiente de rozamiento considerado y además el modelo fue capaz de capturarla con suficiente precisión.

El resto de configuraciones de los ensayos tipo Nakazima (biaxial y biaxial equilibrado) también fueron analizadas y mostraron resultados similares. A tenor de estos resultados, los coeficientes de fricción seleccionados han sido $\mu=0,08$ para el contacto punzón-chapa y $\mu=0,15$ para el contacto matriz-chapa. Dado que las condiciones de lubricación son similares en todos los ensayos, dichos coeficientes han sido también empleados en todas las simulaciones con punzones cilíndricos.

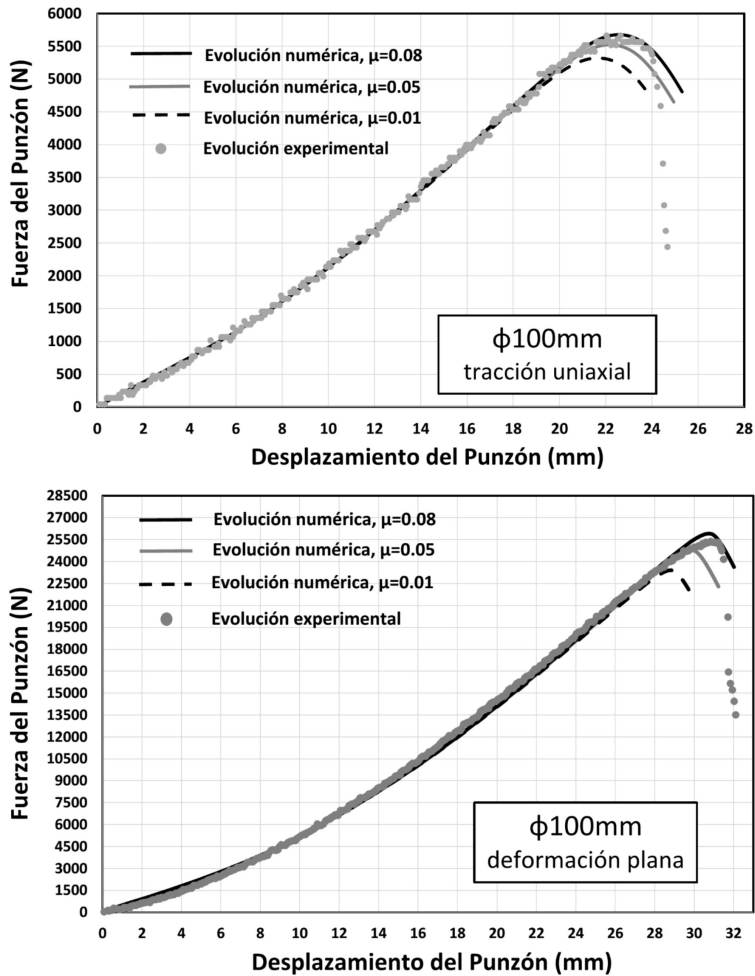


Figura 3.12: Evolución experimental y numérica de la fuerza frente al desplazamiento en ensayos tipo Nakazima ($\phi 100mm$) para distintos coeficientes de rozamiento ($\mu = 0,01$, $\mu = 0,05$ y $\mu = 0,08$).

3.5. Validación del modelo de elementos finitos

La comprobación de la bondad del modelo de elementos finitos se ha realizado a partir de los datos experimentales medidos de la curva de fuerza contra desplazamiento del punzón y la curva de deformación principal máxima (ε_1) frente a deformación principal mínima (ε_2) en el plano de la chapa. Se han elegido éstas

debido a que la primera aporta información del modelo en conjunto y la segunda compara al nivel local, concretamente la zona de fallo, a fin de corroborar que el modelo captura el comportamiento real del material. Las deformaciones fueron tomadas en la cara externa de la chapa. En adelante, por concreción sólo se mostrarán las evoluciones en un punto. Sin embargo el análisis se efectuó en varios puntos, para garantizar que los campos de deformaciones completos en dicha cara eran similares en la simulación y en los ensayos. Las comprobaciones se ha realizado en todos los ensayos realizados, tanto en los tipo Nakazima como en los de estirado con flexión para los distintos tamaños de punzones considerados ($\phi 20mm$, $\phi 10mm$, $\phi 5mm$, $\phi 3mm$, $\phi 1mm$).

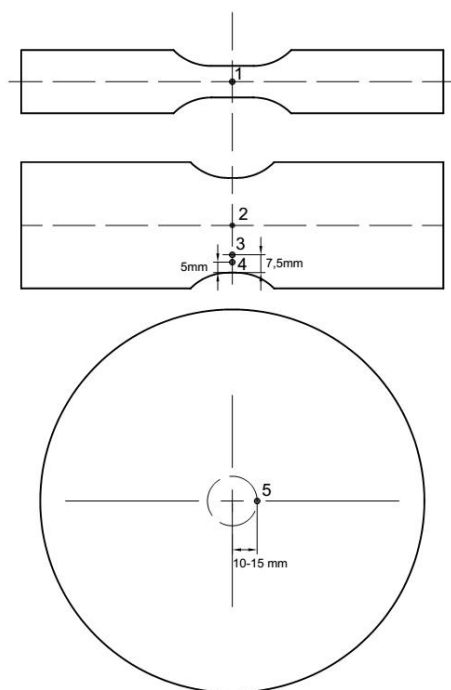


Figura 3.13: Ubicación de los puntos de fallo en cada tipo de probeta para las diferentes configuraciones experimentales evaluadas.

En la Figura 3.13 se muestran los lugares donde se ha evaluado la información para cada tipo de probeta y para cada ensayo específico. Estos se corresponden con las localizaciones donde se produjo experimentalmente el fallo. Así, en la probeta de tracción uniaxial el punto seleccionado fue el punto 1, situado en el plano de doble

simetría. En la probeta de deformación plana y para los punzones de $\phi 100mm$, $\phi 20mm$, $\phi 10mm$, $\phi 5mm$ se seleccionó el punto 2 localizado también en el plano de doble simetría. Sin embargo para los ensayos con punzones de diámetros $\phi 3mm$, $\phi 1mm$, los puntos elegidos fueron 3 y 4, respectivamente. Éstos se encuentran en el plano de simetría transversal y situados respectivamente a 5 y 7.5 milímetros desde el borde de la chapa. Finalmente, en las probetas biaxial y biaxial equilibradas el punto elegido fue el punto 5, situado a una distancia de 11 mm desde el centro de la probeta.

La Figura 3.14 muestra los caminos de deformación (ε_1 vs ε_2) experimentales y numéricos para los dos modelos de endurecimiento considerados en los puntos de la cara externa donde falló el material. Se presentan resultados de tres de las cuatro configuraciones de los ensayos Nakazima (tracción uniaxial, deformación plana y biaxial equilibrado).

Se observa como la curva numérica del modelo de endurecimiento cinemático encaja adecuadamente con las evoluciones experimentales, mientras las obtenidas con el modelo de endurecimiento isótropo están algo más lejanas en todos los casos. En general, las evoluciones para el camino cercano a deformación plana son las que más se alejan de las experimentales, sobre todo a niveles intermedios de deformación aunque coinciden razonablemente a altos niveles de deformación.

La Figura 3.15 muestra las curvas de fuerza frente a desplazamiento del punzón para los ensayos de estirado con flexión. Por claridad se han seleccionado los resultados de los punzones de $\phi 10mm$, $\phi 5mm$, $\phi 3mm$. Esta vez las curvas experimentales se sitúan entre las curvas numéricas de los modelos de endurecimiento isótropo y cinemático. Sin embargo, aunque ambos modelos reproducen adecuadamente la pendiente de la curva, el modelo cinemático captura mejor el valor de fuerza máxima y desplazamiento de punzón. El error máximo en la fuerza máxima entre las curvas numéricas con modelo cinemático y experimentales estuvo alrededor de $\pm 4\%$.

De manera similar, en la Figura 3.16 se muestra las evoluciones de las deformaciones principales en el plano de la chapa para los puntos donde se originó el fallo, para los mismos punzones seleccionados anteriormente. Se observa como las evoluciones numéricas con el modelo de endurecimiento cinemático reproduce mejor las evoluciones experimentales que las obtenidas con el modelo de endurecimiento isótropo. Además a medida que el diámetro del punzón cilíndrico disminuye éste se comporta de forma más acertada.

Para finalizar, la Figura 3.17 muestra los valores experimentales y numéricos

de la fuerza máxima que alcanza el punzón y su respectivo desplazamiento frente a la relación t_0/R para todos los ensayos realizados en deformación plana, tanto ensayos Nakazima como de estirado con flexión.

Nuevamente, los resultados numéricos predicen con buena exactitud la tendencia experimental, aunque ésta se ajusta sustancialmente mejor a un modelo cinemático puro. Estos resultados numéricos ponen de manifiesto que, en la realidad, el endurecimiento de la chapa tiene una parte cinemática muy predominante. Por ello, a la vista de los resultados y dada la existencia de inversiones de la carga en las fibras interiores de la chapa típicas del efecto combinado de tracción-flexión, como se verá en el Capítulo siguiente, en el resto del trabajo se considerará un modelo de endurecimiento cinemático puro para la predicción del fallo.

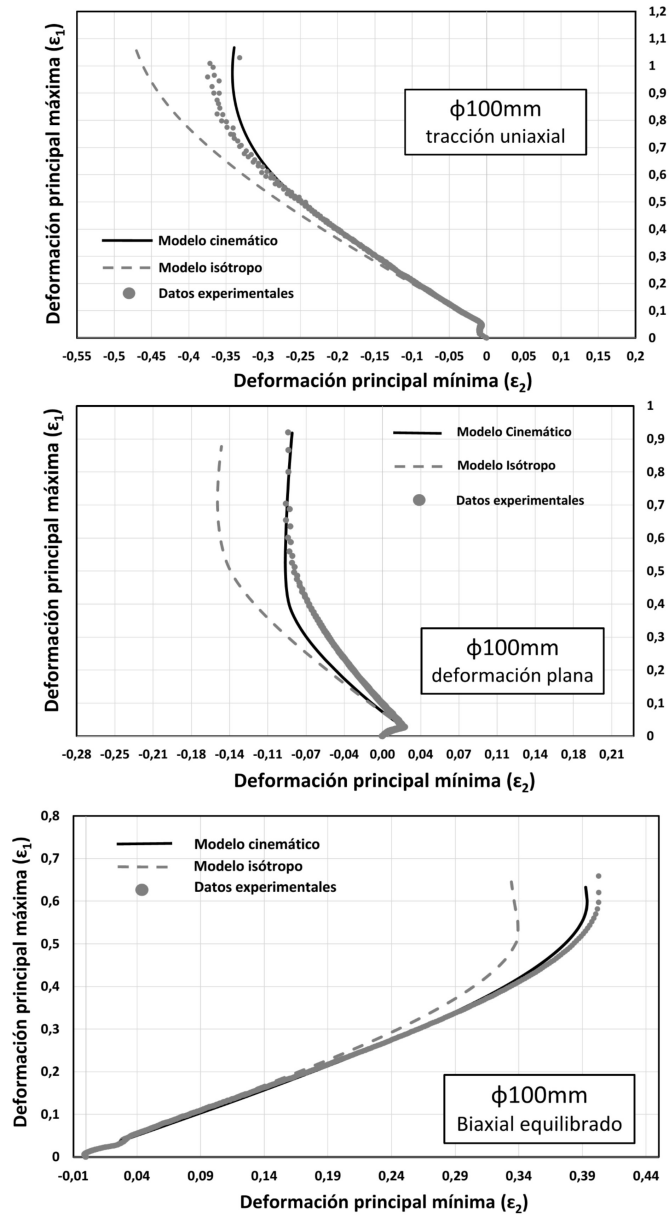


Figura 3.14: Comparación entre los caminos de deformación experimentales y numéricos. Deformaciones principales máxima y mínima tomadas en el punto de doble simetría en la cara externa de la chapa para ensayos Nakazima.

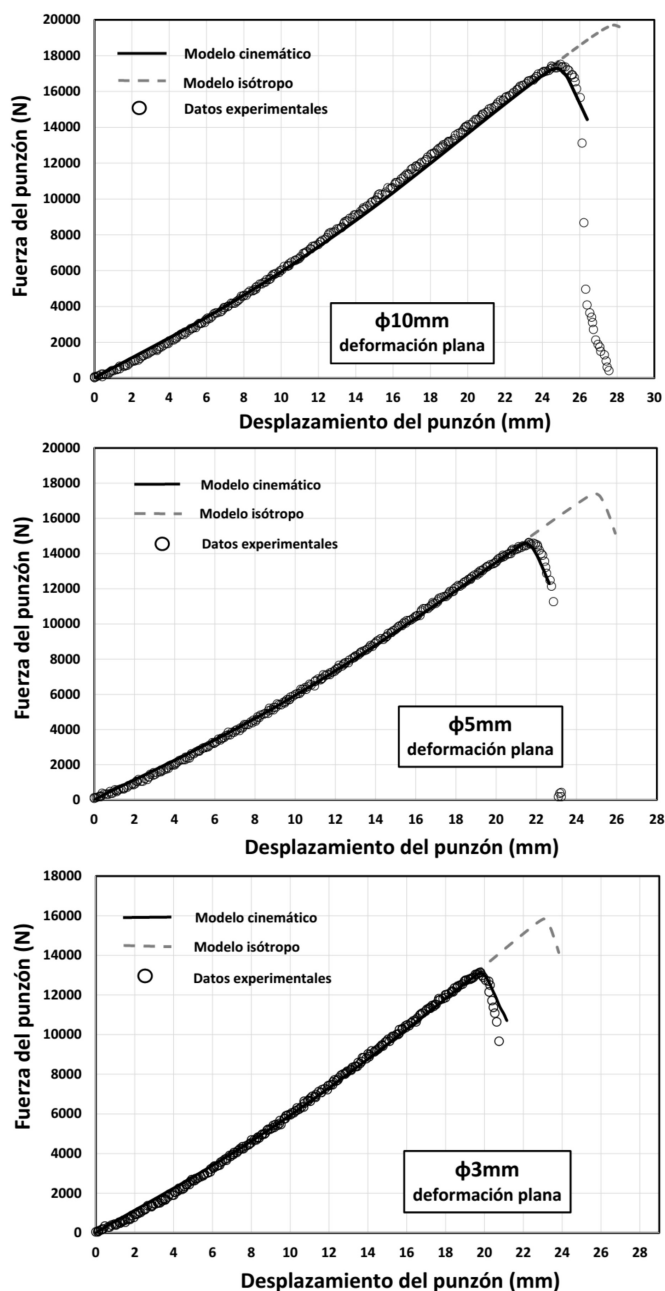


Figura 3.15: Comparación entre los resultados experimentales y numéricos de las evoluciones de fuerza frente a desplazamiento del punzón para los ensayos de estirado con flexión mediante punzones cilíndricos de $\phi 10\text{mm}$, $\phi 5\text{mm}$ y $\phi 3\text{mm}$.

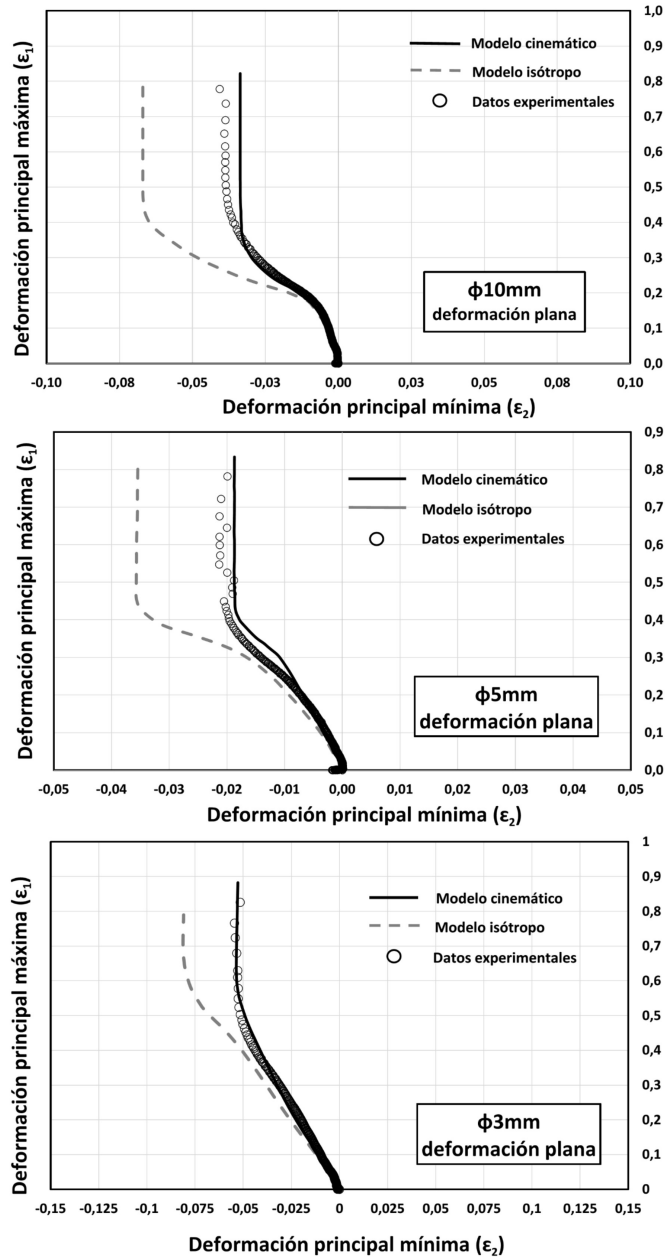


Figura 3.16: Comparación entre los resultados experimentales y numéricos de las evoluciones de la deformación principal máxima frente a la deformación principal mínima para los ensayos de estirado con flexión con punzones cilíndricos de $\phi 10\text{mm}$, $\phi 5\text{mm}$ y $\phi 3\text{mm}$.

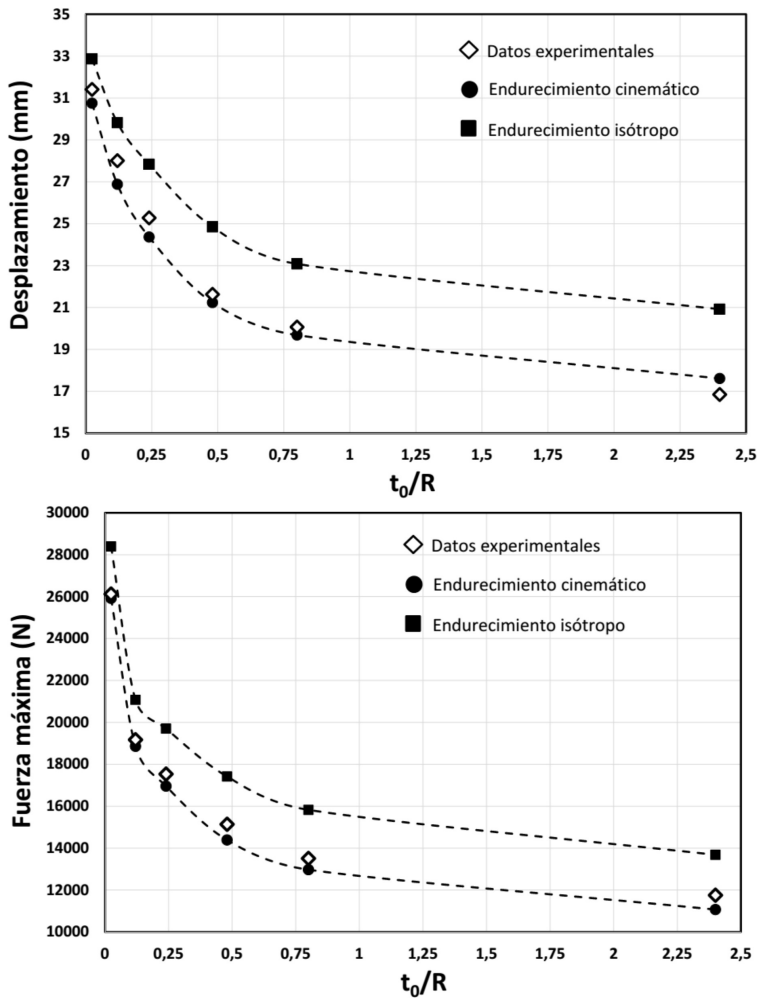


Figura 3.17: Fuerza máxima durante el ensayo y desplazamiento del punzón es dicho instante frente al nivel de flexión en el ensayo (t_0/R) para punzones cilíndricos y hemisférico.

Capítulo 4

Análisis tenso-deformacional y predicción del fallo

Tradicionalmente, los criterios de fallo para chapas metálicas se han formulado suponiendo un estado de tensiones/deformaciones uniforme en el espesor. La influencia del gradiente de tensiones/deformaciones es tenida en cuenta usualmente usando como tensiones y deformaciones representativas el valor promedio en el espesor de la chapa. Si bien este procedimiento es efectivo en situaciones con gradientes suaves, en los casos con flexión severa conduce a resultados muy conservadores (Wierzbicki *et ál.*, 2005; Björklund *et ál.*, 2013; Tharrett y Stoughton, 2003b)

El carácter beneficioso del gradiente de tensiones/deformaciones sobre la conformabilidad, puesto de manifiesto por varios autores, e.g. Ghosh y Hecker (1974); Charpentier (1975); Tharrett y Stoughton (2003b); Kitting *et ál.* (2008); Martínez-Donaire (2012), hace interesante analizar la evolución numérica de las tensiones y deformaciones a través del espesor de la chapa a fin de comprender y predecir los mecanismos de fallo en tales situaciones.

Este capítulo se divide en tres secciones. En la primera se realiza un análisis numérico de las evoluciones de tensiones y deformaciones en los ensayos de estirado con flexión. En éste se pone de manifiesto claramente la no proporcionalidad de las deformaciones durante el proceso de carga y por tanto la potencial imposibilidad para predecir el fallo con las curvas límites tradicionales en deformaciones (CLC). Es por ello, que en los dos siguientes apartados se analiza la capacidad predictiva de la curva límite en tensiones (FLSC) y la curva límite basada en deformaciones

plásticas equivalentes (epFLC), recientemente propuestas. Dichas curvas se han formulado en combinación con un modelo de fallo basado en los métodos clásicos de distancias críticas. Finalmente, se comparan las predicciones obtenidas con los resultados experimentales.

4.1. Análisis de deformaciones y tensiones en el estirado con flexión

Para este análisis se emplea el modelo de elementos finitos desarrollado como herramienta para acceder a la información que no tenemos disponible mediante los ensayos experimentales e. g. deformaciones y tensiones en todo el espesor de la chapa.

4.1.1. Deformaciones en el modelo de elementos finitos

La Figura 4.1 muestra la evolución de la deformación en ejes principales obtenida para una serie de puntos en la zona de fallo y situados a través del espesor de la chapa durante dos ensayos, uno tipo Nakazima ($\phi 100mm$) cercano a condiciones de deformación plana y otro de estirado con flexión mediante punzón cilíndrico de $\phi 3mm$.

Para el caso del ensayo tipo Nakazima se muestra el camino de deformación por el que evolucionan dos puntos, uno ubicado en la cara exterior y otro en la interior. Se puede observar que tras el cierre del prensachapas, la cual no se aprecia ya que las deformaciones producidas en esta etapa son muy pequeñas, los puntos de la cara exterior tienden a valores de tracción y los de la cara interior hacia valores de compresión, que en este caso alcanzan ($\varepsilon_1 = -0,15\%$). Esto es consecuencia de que en las etapas iniciales, cuando la deformación es aún pequeña predomina la flexión. Además se puede observar como al inicio del proceso se inducen evoluciones con $\beta = 1$, las cuales se deben a que es la curvatura del punzón (igual en las dos direcciones) la que condiciona el estado local de deformaciones. Posteriormente cuando la tracción comienza a ser más intensa, la dirección de las deformaciones cambia drásticamente, ya que ahora los puntos deben seguir el camino de deformaciones impuesto por la geometría de la probeta. Por ello se observa un estado final que tiende a deformación plana. Nótese que la línea que va desde el punto 3 (cara externa) al punto 4 (cara interna) es casi horizontal, reflejándose el pequeño gradiente de deformaciones (ε_1) existente a través del espesor en un instante

cercano al comienzo de la inestabilidad plástica. En dicho instante el gradiente de deformaciones es alrededor de un 3 % entre la cara externa y la interna. Se deja patente que en un ensayo tipo Nakazima la flexión inducida en el proceso de conformado (t_0/R) es pequeña.

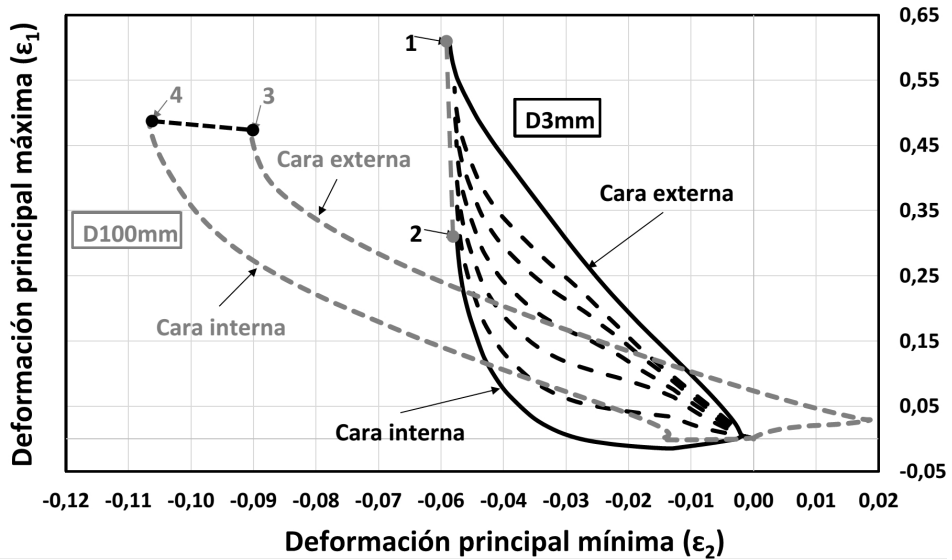


Figura 4.1: Caminos de deformación para puntos en la sección de fallo a través del espesor de la chapa para ensayos en condiciones cercanas a deformación plana tipo Nakazima y de estirado con flexión de $\phi 3mm$ (endurecimiento cinemático).

Para el caso del ensayo de estirado con flexión mediante punzón cilíndrico de $\phi 3mm$, nuevamente cuando ocurre el cierre del prensachapas todos los puntos a través del espesor evolucionan de forma coincidente. Tras esta etapa, la deformación ϵ_1 del punto 1, ubicado en la cara externa es siempre positiva y creciente con una tendencia prácticamente lineal. En cambio, en el punto 2 ubicado en la cara interna, la ϵ_1 decrece y registra valores negativos. Se alcanza un mínimo alrededor de $\epsilon_1 = -1,5 \%$. Posteriormente cambiar de tendencia y se hace positiva con una trayectoria global claramente no lineal. Si se compara la deformación existente al inicio de la inestabilidad plástica en los puntos 1 y 2 situados en la cara externa y la cara interna respectivamente, se pone de manifiesto el severo gradiente de deformación en el espesor de la chapa, siendo en este caso alrededor de un 49 %. Por último, la Figura 4.1 muestra las evoluciones intermedias entre las anteriores.

Las tendencias observadas en los ensayos de estirado con flexión mediante pun-

zonas cilíndricas son consecuencia de la mayor flexión inducida en la chapa (t_0/R mayor). Inicialmente hay un efecto dominante de la flexión debido a la imposición de la curvatura del punzón sobre la chapa, mientras que aún la tracción generada en la probeta es pequeña. Esto origina que la deformación de la cara externa experimente valores crecientes y positivos y los de la cara interna valores decrecientes hasta hacerse negativos. A medida que el proceso continúa, la tracción empieza a tomar mayor relevancia haciendo que los efectos de la tracción y flexión sean del mismo orden, alcanzando las deformaciones en la cara interna un mínimo. A partir de este momento, la tracción se hace dominante y las deformaciones en dicha cara presentan un patrón creciente hasta la inestabilidad plástica. Como se puede observar, la combinación de tracción-flexión induce una inversión de la deformación principal máxima (ϵ_1) en las capas de material situadas cerca a la cara interna, induciendo un camino de deformación claramente no proporcional (Uko *et ál.*, 1977; Tharrett y Stoughton, 2003a; Morales-Palma *et ál.*, 2013). Este comportamiento se observa en todos los punzones cilíndricos analizados.

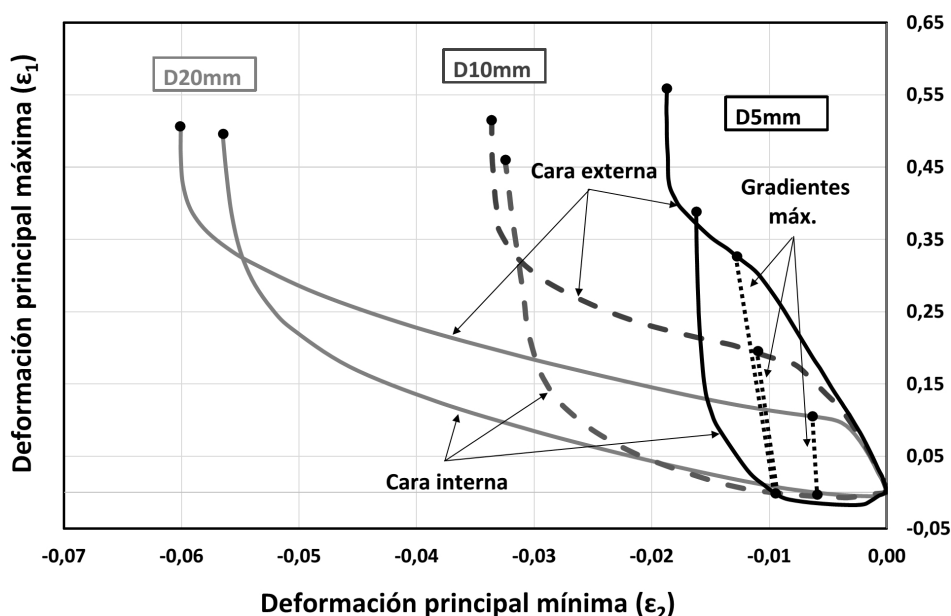


Figura 4.2: Caminos de deformación para puntos en la sección de fallo situados en la cara exterior e interior para ensayos de estirado con flexión de $\phi 20\text{mm}$, $\phi 10\text{mm}$ y $\phi 5\text{mm}$ en condiciones cercanas a deformación plana y endurecimiento cinemático.

La Figura 4.2 muestra la evolución de las deformaciones principales hasta el

inicio de la estricción en la cara interna y externa para los ensayos de estirado con flexión con punzones de $\phi 20mm$, $\phi 10mm$ y $\phi 5mm$. En cada caso se representan la evolución de los puntos donde ocurrió experimentalmente el fallo (véase la Figura 3.13). Como era esperable, se observa que, a medida que el tamaño del punzón disminuye, existe una mayor inversión de las deformaciones al inicio del proceso, es decir, las curvas alcanzan valores más negativos de ε_1 . Igualmente el gradiente de deformaciones al comienzo de la inestabilidad plástica, medido como la diferencia entre la deformación en la cara externa e interna, aumenta al disminuir el diámetro del punzón, cuantificándose alrededor de un 3 %, 13 % y 31 % para los punzones de $\phi 20mm$, $\phi 10mm$ y $\phi 5mm$, respectivamente.

Un aspecto interesante de las evoluciones es que los gradientes máximos de deformación se alcanzan en etapas iniciales del proceso, es decir, cuando la flexión es dominante y ocurre la inversión en las deformaciones de la cara interna de la chapa. Dichos gradientes máximos están ilustrados en la Figura 4.2 por las líneas punteadas. Otro aspecto importante que las evoluciones de las deformaciones principales se cruzan. Esto se debe, al nivel de fricción presente en los ensayos. Éste ocasiona que la cara interna que está en contacto con el punzón tenga una resistencia a alargarse en la dirección de ε_2 , mientras la cara externa es libre de desplazarse en dicha dirección, obteniéndose un valor de ε_2 mayor en la cara externa que en la interna, lo que provoca el cruce entre ambos caminos de deformación.

En lo relativo a la reducción de espesor, la Figura 4.3 muestra el campo de ε_3 a través del espesor de la chapa alrededor del plano de simetría transversal de la probeta. Dicho campo es el obtenido en los ensayos de estirado con flexión de $\phi 20mm$, $\phi 10mm$ y $\phi 3mm$ para un instante próximo al comienzo de la estricción. Se puede observar con claridad dónde se concentra la reducción de espesor en cada ensayo. Para los punzones de $\phi 20mm$ y $\phi 10mm$ la concentración de ε_3 ocurre en el medio de la probeta. Mientras que para el punzón de $\phi 3mm$ la mayor reducción de espesor se desplaza hacia el borde de la chapa. Ambas predicciones numéricas de la máxima reducción de espesor (ε_3), donde es esperable el fallo de la chapa, fueron congruentes con la observación experimental. Para el resto de punzones cilíndricos no mostrados, los resultados también estuvieron acordes a los datos experimentales.

Tras el análisis de las evoluciones de deformaciones a través del espesor de la chapa en los ensayos de estirado con flexión, quedan evidenciados dos aspectos importantes. En primer lugar, la existencia de una zona o volumen de material en el espesor de la chapa, cercana a la cara interna, donde se produce una inversión en las

deformaciones en el material. El camino de deformación que soporta dicho material es claramente no proporcional. En segundo lugar, la existencia de un gradiente de deformación considerable inducido por la flexión a la que es sometida la chapa. Dicho gradiente fuerza a que las diferentes capas del material estén sometidas a diferentes condiciones y por tanto este hecho deba ser tenido en cuenta en la formulación del modelo de fallo.

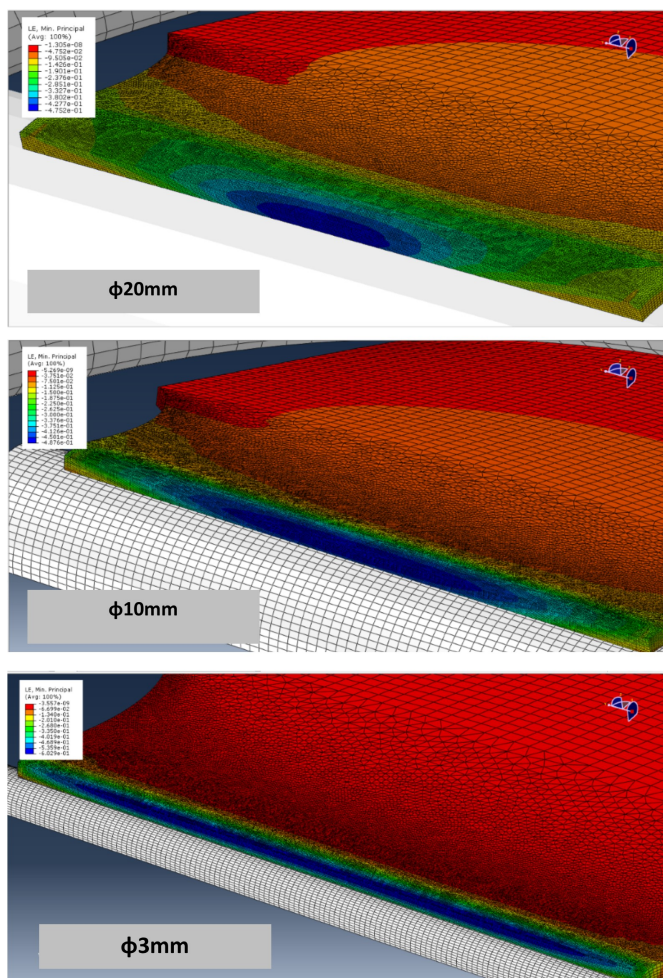


Figura 4.3: Campo de deformación ϵ_3 en la zona de fallo para punzones cilíndricos de $\phi 20\text{mm}$, $\phi 10\text{mm}$ y $\phi 3\text{mm}$ en instantes cercanos a la inestabilidad plástica.

4.1.2. Análisis de las tensiones

Como ya se ha comentado, las curvas límite basadas en métricas de tensiones (FLSC y epFLC) son susceptibles de ser empleadas para la predicción del fallo en procesos no proporcionales.

En la Figura 4.4 se muestran nuevamente los caminos de deformación de puntos situados en la sección de fallo en la cara externa e interna de la chapa para un ensayo tipo Nakazima cercano a condiciones de deformación plana y con endurecimiento cinemático (parte superior de la figura). Igualmente se ilustran las evoluciones de las tensiones principales, σ_1 vs. σ_2 , (parte central de la figura) y las evoluciones temporales de la deformación plástica equivalente (parte inferior de la figura). Se han identificado una serie de puntos de interés, correspondientes a distintos instantes del proceso de conformado sobre todas las evoluciones anteriores los cuáles serán útiles para el análisis. Dichos puntos se encuentran en una sección situada justo en el centro de la probeta, lugar donde se presentó el fallo de la chapa.

Desde el instante 0 hasta el instante 1 se realiza el cierre simplificado del prensachapas. Todas las evoluciones de deformaciones, tensiones y deformación plástica equivalente son iguales durante este tramo del proceso, tanto para la cara externa como para la interna. Esta primera etapa apenas se distingue en la Figura 4.4 superior e inferior debido a la pequeña deformación alcanzada. Puntualizar que durante el cierre del prensachapas la zona bajo consideración supera el límite elástico del material, por lo tanto ocurre plastificación.

Posteriormente, continua el desplazamiento vertical del punzón. Dicha etapa comprende desde el instante 1 hasta el 8. Ésta comienza con la imposición de la curvatura del punzón a la chapa ocasionando una flexión dominante en la sección transversal. Así, se origina que el punto en contacto con el punzón (cara inferior) evolucione hacia compresión y el punto exterior siga a tracción como se aprecia en el espacio de tensiones, σ_1 vs σ_2 . De hecho, el punto exterior sigue una trayectoria monótona creciente a tracción parecida a la de la etapa anterior, mientras el punto de la cara interna toma un camino con pendiente negativa, efectuando una descarga elástica y plastificando posteriormente en dirección contraria (a compresión) hasta alcanzar un mínimo en el espacio de las tensiones (instante 2). Dicho valor mínimo en el espacio de las tensiones es mucho más pronunciado que en el espacio de las deformaciones, donde ocurre una inversión pequeña de las deformaciones.

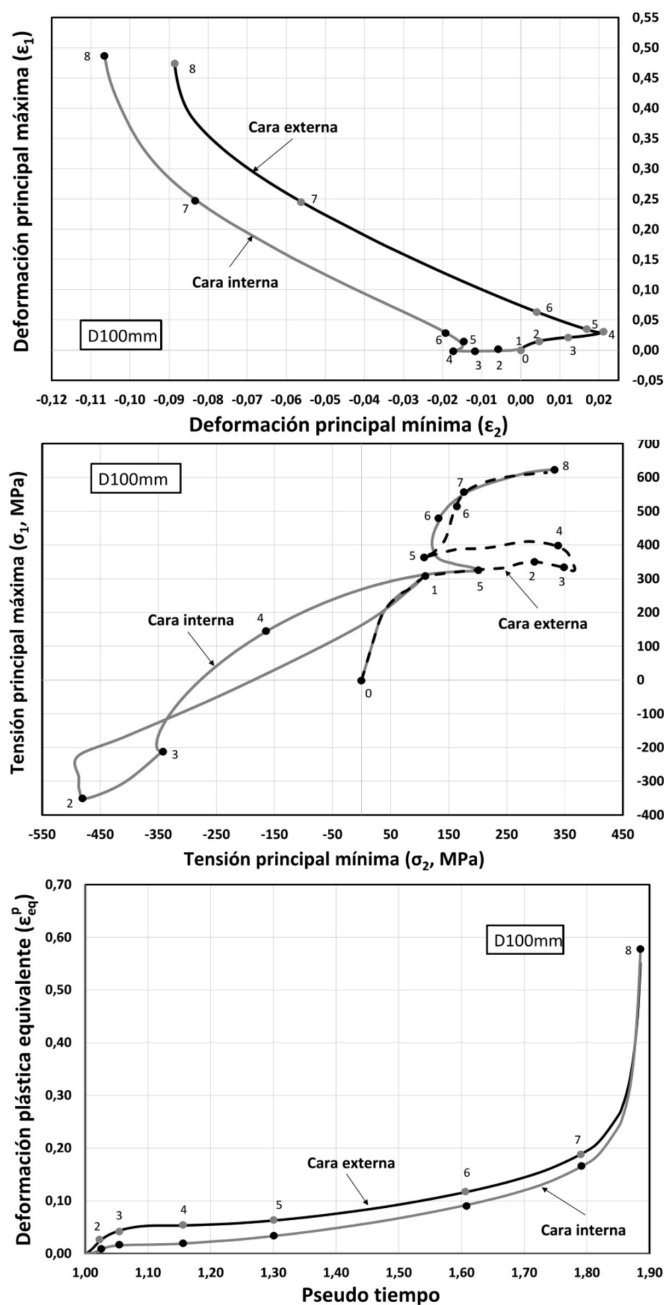


Figura 4.4: Caminos de deformaciones, tensiones y deformación plástica equivalente para puntos en la sección de fallo ubicados en la cara externa e interna para el ensayo tipo Nakazima en condiciones cercanas a deformación plana.

Lo anterior refleja que ambos hechos no están directamente relacionados. Se encontró que los valores mínimos de tensiones son pronunciados debido a que en el proceso se inducen tensiones de compresión en el espesor considerables, $\sigma_3 < 0$, lo cual hace que la superficie de plastificación inicial se desplace a valores muy negativos de σ_1 y σ_2 para el punto situado en la cara interna, lo cual concuerda con estudios anteriores (Martínez-Donaire, 2012).

A medida que la chapa va tomando la forma del punzón en la zona de interés, la flexión deja de ser predominante y le da paso al estirado, el cual empieza a ser relevante en todas las secciones de la chapa incluida la cara interna. Debido a esto ocurre un cambio en el camino de las tensiones hacia una pendiente positiva. Las tensiones tienden a valores positivos de σ_1 entre el instante 2 y 3.

Si se analiza la Figura 4.4 superior, se observa que desde el instante 1 hasta el 4 en el espacio de las deformaciones ha ocurrido la inversión en la deformación principal máxima (ε_1), de igual forma en el espacio de las tensiones también ha ocurrido una inversión en la tensión principal máxima σ_1 y además han ocurrido tres cambios bruscos de direcciones, esto ocurre con incrementos de deformación plástica equivalente cercanos a cero ($\delta\varepsilon_{eq}^p = 0$), lo cual pone de manifiesto que se presentan procesos de carga neutra (Martínez-Donaire, 2012).

Estos grandes cambios en los estados de tensiones ocurren debido al hecho de que la superficie de plastificación se mueve durante el proceso de conformado y los estados de tensión tienen que cumplir dicha restricción. Además los cambios de dirección en el espacio de tensiones están ligados a cambios de dirección en el espacio de las deformaciones. Como se ve en la Figura 4.4, siempre que existe dicho cambio en uno de los espacios debe existir en el otro.

La fase final del proceso empieza en el instante 5. Después de salir del proceso de carga neutra las tensiones cambian nuevamente de dirección. A partir de ahora los incrementos de $\delta\varepsilon_{eq}^p$ se tornan importantes. Entre los instantes 5 y 6 el proceso evoluciona de manera monótona creciente, desplazando la superficie de fluencia hacia arriba. Desde el instante 6 hasta el instante 8 se observa que la cara interior cambia progresivamente su camino de deformación hacia las condiciones globales de deformación, cercanas a deformación plana en este caso. Una apreciación importante en este tramo es que en el instante 7 las tensiones en la cara interna se hacen coincidentes con las tensiones de la cara externa y así se mantienen hasta el final. El instante 8 representa el comienzo de la inestabilidad plástica en la chapa.

Las evoluciones presentes en la cara externa son similar en cuanto a comportamiento al encontrado en la cara interna, con la excepción de que ahora no hay

inversión en la tensión principal máxima. Siguiendo la Figura 4.4, se observa como desde el instante 1 hasta el 3 las tensiones evolucionan como un proceso de carga haciendo crecer continuamente la ε_{eq}^p . La trayectoria seguida es parecida a la trayectoria que traía de la etapa de cierre del prensachapas. Pero desde el instante 3 al 5 se produce un proceso cercano a carga neutra, donde ocurre un cambio sustancial de la dirección en el espacio de las tensiones, con el objetivo de que las evoluciones se encaminen hacia las condiciones globales del proceso (deformación plana). Posteriormente, entre los instantes 5 y 8 se produce un pequeño cambio de la pendiente del camino de tensiones y en adelante se produce un incremento de carga hasta el final del proceso. Se observa que los niveles de ε_{eq}^p aumentan considerablemente y la superficie de plastificación se mueve hacia arriba. Como se mencionó anteriormente, desde el instante 7 los niveles de tensiones en la cara externa e interna son prácticamente coincidentes debido a la poca influencia de la flexión como resultado del gran tamaño del radio del punzón.

Las evoluciones en tensiones obtenidas para las simulaciones de los ensayos de estirado con flexión con punzones cilíndricos son similares a las descritas para el punzón hemisférico. Pero los efectos de la flexión se ven amplificados a medida que se reduce el radio del punzón. A continuación, se presenta el análisis de las tensiones y deformación plástica equivalente para un punzón cilíndrico de $\phi 3mm$, tomando a estas como evoluciones características de los ensayos de estirado con flexión.

La Figura 4.5 muestra las evoluciones de deformaciones, tensiones y deformación plástica equivalente correspondientes al caso de una simulación con punzón cilíndrico de $\phi 3mm$. La información se ha extraído de los puntos situados en la cara interna y externa de la sección donde se desarrolló el fallo (véase la Figura 3.13). Nuevamente se han identificado los instantes claves durante el proceso.

Como ocurrió en las simulaciones de los ensayos tipo Nakazima, las evoluciones de las tensiones de la cara externa e interna se separan al iniciar el proceso de conformado. La evolución de la cara interna comienza a decrecer hasta tomar valores negativos de las tensiones, mientras la cara externa sigue una evolución parecida a la que traía de la etapa anterior. Desde el instante 1 al 2 hay un cambio brusco en la dirección de las tensiones, ocurriendo un retorno por el interior de la superficie de plastificación (descarga elástica) y una posterior plastificación hasta alcanzar el instante 2. Seguidamente, debido a la alta presión de contacto que se presentan en los primeros instantes del proceso, se generan tensiones negativas σ_3 muy importantes, lo que ocasiona que la superficie de plastificación se desplace

hacia valores negativos alcanzado su nivel mínimos. Dicho valor mínimo se alcanza en el instante 3.

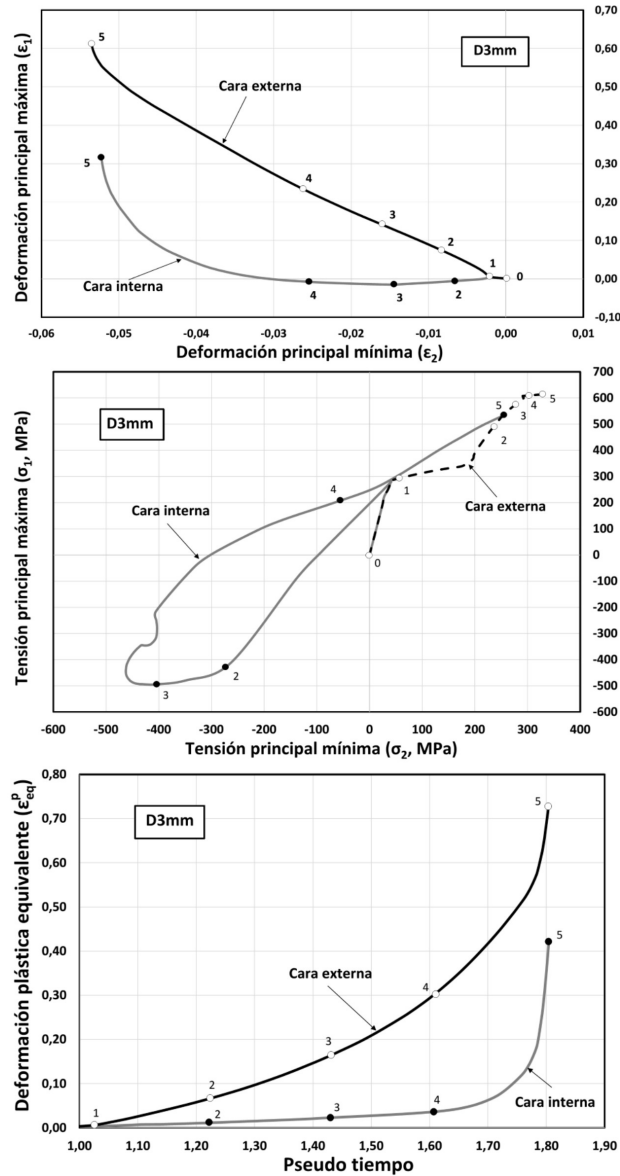


Figura 4.5: Caminos de deformaciones, tensiones y deformación plástica equivalente para puntos en la sección de fallo ubicados en la cara externa e interna para un ensayo de estirado con flexión con punzón de $\phi 3mm$ en condiciones cercanas a deformación plana.

Al ir avanzando en el proceso tanto la flexión como la presión de contacto van disminuyendo. La superficie de plastificación entonces se mueve hacia arriba y los estados tensionales de los puntos en la cara interna se ven obligados a seguir esa dirección, ocasionando cambios de dirección entre los instantes 2 a 4. Dicho tramo ocurre prácticamente a $\delta\varepsilon_{eq}^p = 0$, describiendo un proceso de carga neutra. Por último, entre los instantes 4 a 5 las tensiones continúan creciendo de manera monótona proporcional, aumentando el incremento de la deformación plástica acumulada. Algo muy importante es que debido a la gran inversión de cargas ocurrida en la cara interna, esta vez las tensiones en las dos caras no convergen (véase Figura 4.5).

Las evoluciones en la cara externa muestra desde el instante 1 al 5 un proceso de carga continua. Ocurre sólo un cambio de dirección entre el instante 1 y 2. El resto del proceso sigue prácticamente sin cambios bruscos de dirección. Al llegar al instante 4 se dispara la deformación plástica equivalente acumulada. A diferencia de la interna, en dicha cara no hay inversión de las tensiones y los estados de tensiones son siempre positivos. La presión de contacto y la flexión se transmiten en menor medida a la cara externa que en el caso de los ensayos tipo Nakazima, debido a la localización del proceso en las capas internas del material ocasionado por el poco tamaño del punzón.

Para analizar el efecto de la tensión principal mínima, σ_3 , la Figura 4.6 muestra su variación en las dos simulaciones descritas anteriormente. La evolución de tensión σ_3 para el ensayo de estirado con punzón de $\phi 100mm$ es practica mente nula en gran parte del proceso, exceptuando al inicio donde debido a la forma del punzón se origina inicialmente una zona muy pequeña de contacto creando una gran concentración de tensiones, llegando a un mínimo de alrededor $\sigma_3 = -274MPa$. En la misma figura también se presenta la evolución de la tensión σ_3 para el ensayo de estirado con flexión para el punzón cilíndrico de $\phi 3mm$. Se observa como la presión de contacto en este tipo de punzón hace que la tensión mínima al inicio sea menor que el caso anterior, alrededor de $\sigma_3 = -210MPa$. Pero esta vez debido a la geometría y tamaño del punzón la presión de contacto no se pierde y se mantiene alrededor de $\sigma_3 = -100MPa$ durante las etapas finales del ensayo. Es precisamente este comportamiento el que ocasiona las severas inversiones de tensiones obtenidas en el caso del punzón cilíndrico.

Finalmente podemos decir que las evoluciones de deformaciones, tensiones y deformaciones plásticas equivalentes son altamente no lineales a pesar de provenir de un ensayo con una sola etapa de conformado. A medida que utilizamos un

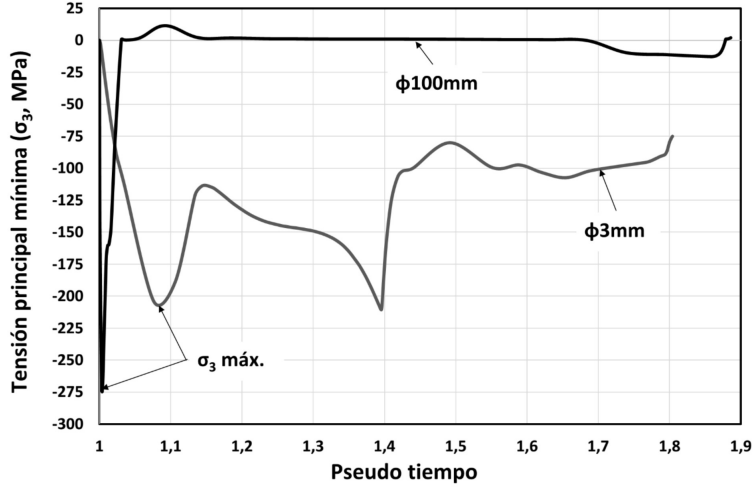


Figura 4.6: Evolución de la tensión σ_3 para un punto en la zona de fallo ubicado en la cara interior de la chapa para ensayos tipo Nakazima ($\phi 100mm$) y de estirado con flexión con punzón de $\phi 3mm$ bajo condiciones cercanas a deformación plana (endurecimiento cinemático).

punzón con diámetro cada vez más pequeño, las tensiones (σ_1 y σ_2) en la cara interna de la chapa sufren una inversión de carga cada vez mayor, debido a la alta presión de contacto ($\sigma_3 \ll 0$) generada en el proceso, llegando al punto de ocasionar que las tensiones de la cara externa e interna no convergan a una sola en las etapas finales del proceso.

Otro aspecto importante, es que a medida que disminuye el tamaño del punzón obtenemos una flexión mayor en el proceso (t_0/R mayor) induciendo por tanto un gradiente de tensiones y deformaciones plásticas equivalentes mayor a través del espesor de la chapa. La Figura 4.7 muestra los gradientes de tensiones y deformaciones plásticas equivalentes desarrollados durante las simulaciones con respecto al nivel de flexión en el proceso. Como se puede observar los gradientes de tensiones al comienzo de la estricción son prácticamente nulos para todas las simulaciones exceptuando para los punzones más pequeños ($\phi 3mm$ y $\phi 1mm$). No obstante, los gradientes de deformación plástica equivalente al comienzo de la estricción son prácticamente del mismo orden que los máximos alcanzados en todas las simulaciones realizadas. Todo lo anterior nos refleja la idoneidad de usar la variable ε_{eq}^p para caracterizar procesos de estirado con flexión y los respectivos gradientes generados a través del espesor.

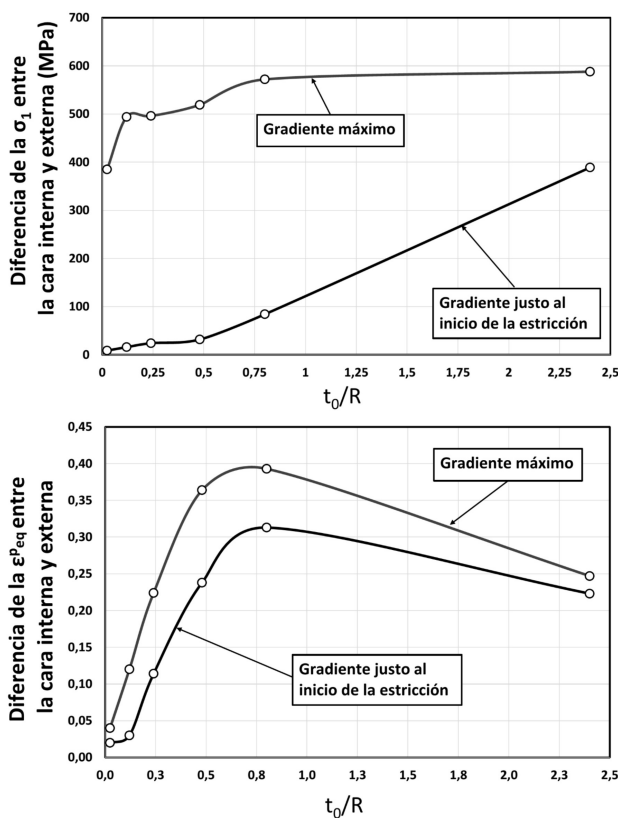


Figura 4.7: Influencia de la flexión (t_0/R) sobre los gradientes de σ_1 y ε_{eq}^p evaluados en puntos en la sección de fallo ubicados en la cara externa e interna.

4.2. Predicción del fallo en ensayos de estirado con flexión

Como se ha puesto de manifiesto en las secciones anteriores, los procesos de estirado con flexión experimentan caminos de deformaciones no proporcionales e inversiones de la carga. Es por ello que, tal y como se explicó en la introducción de esta tesis, el uso de la clásica curva límite de conformado basada en deformaciones (CLC) sea inadecuado para la predicción del fallo en situaciones generales de tracción/flexión. En este sentido, las curvas basadas en métricas de tensiones, como la curva FLSC y epFLC, aparentemente más insensibles a historias de carga complejas, pueden resultar más adecuadas para evaluar la conformabilidad. En esta

sección se obtienen dichas curvas y se ponen a prueba sus capacidades predictivas mediante su aplicación a los ensayos de estirado con flexión.

4.2.1. Obtención de las curvas límite con métricas en tensiones

Las curvas límites para el inicio de la estricción con métricas en tensiones (FLSC y epFLC) se estiman a partir de los resultados experimentales de los ensayos tipo Nakazima. Dichos valores límite experimentales son en deformaciones, al ser éstos los únicos medibles experimentalmente, requieren su transformación al espacio de las tensiones o al espacio polar de la deformación plástica equivalente. Esto requiere la aplicación del modelo numérico calibrado y validado presentado en el capítulo anterior, y con el cual se pueden calcular todas las variables primarias necesarias (ε , σ , ε_{eq}^p).

Obtención de la curva límite en tensiones (FLSC)

La evaluación de la FLSC requiere la simulación numérica de los ensayo Nakazima y el análisis de tensiones y deformaciones en la sección de fallo. Las evoluciones numéricas de las deformaciones principales en la cara exterior de dicha sección (ε_1 vs. ε_2) se representan en la Figura 4.8 junto con la curva límite en deformaciones (CLC) obtenida experimentalmente (véase Capítulo 2). El instante en que dicha evolución numérica intersecta la CLC define el inicio de la estricción. Para este instante se captura el estado de tensiones principales en la sección de fallo. La transformación de dicho estado de tensiones al espacio, $\sigma_1 - \sigma_3$ vs. $\sigma_2 - \sigma_3$, permite la obtención de un punto de la curva FLSC. Repitiendo este proceso en todos los ensayos tipo Nakazima simulados, esto es, uno próximo a tracción pura, otro a deformación plana y otro en zona biaxial, se obtienen tres estados en el diagrama de tensiones que permiten trazar la FLSC mediante ajuste por mínimos cuadrados, tal y como se observa en la Figura 4.8 (abajo). En dicha figura se han representado tanto los estados tensionales de los puntos de la cara interior como exterior al inicio de la estricción. Como se puede observar ambos están muy próximos debido al reducido gradiente de tensiones existente en dichos ensayos.

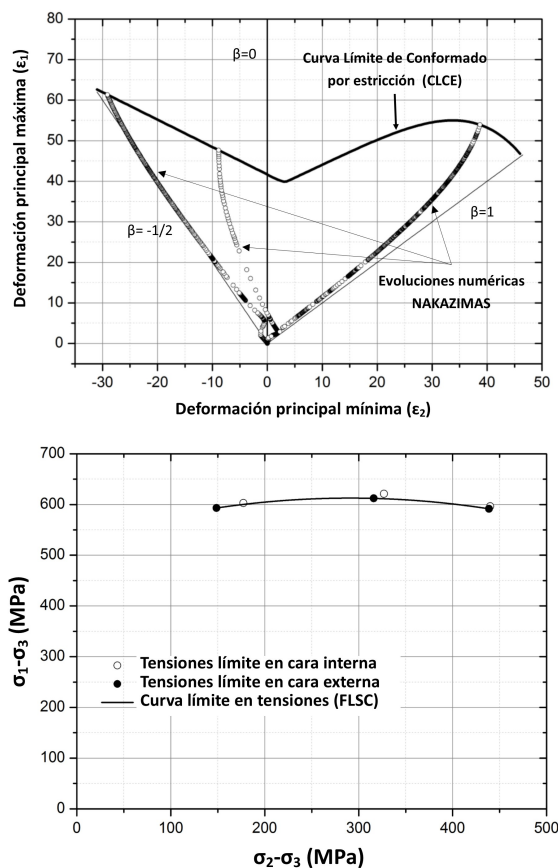


Figura 4.8: Curva límite de conformado en deformaciones (CLC) y evoluciones numéricas de las deformaciones en ensayos tipo Nakazima evaluadas en la cara externa (arriba). Curva límite de conformado en tensiones (FLSC) obtenida de la anterior mediante el modelo de elementos finitos (abajo).

Obtención de la curva límite en deformación plástica equivalente (epFLC polar)

Al igual que en el caso anterior, en el instante de inicio de la estricción se capturan los valores de la deformación plástica equivalente y se calcula $\beta = d\epsilon_2/d\epsilon_1$ en el punto exterior de la sección de fallo. Con estas variables se realiza la transformación al espacio $\epsilon_{eq}^p * \cos(\beta)$ vs. $\epsilon_{eq}^p * \sin(\beta)$. Repitiendo este proceso para los ensayos tipo Nakazima simulados, se obtienen los puntos en el diagrama polar de deformación plástica equivalente (epFLC polar) que permiten trazar la curva

epFLC polar. Ésta se ajusta con dos líneas rectas, una para cada cuadrante del diagrama tal y como se muestra en la Figura 4.9.

Algo muy interesante de los dos gráficos de la Figura 4.9 es que las direcciones en deformaciones se mantienen. Así, cuando nos movemos en dirección biaxial equilibrada ($\beta = 1$) en el espacio, ε_1 vs. ε_2 , igualmente nos movemos en la misma dirección en el espacio, $\varepsilon_{eq}^p * \cos(\beta)$ vs. $\varepsilon_{eq}^p * \sin(\beta)$, cosa que no ocurría en el espacio de las tensiones donde las pendientes cambiaban completamente. Además, la curva epFLC tiene casi la misma forma que la curva CLC, lo que hace que esta nueva curva nos sea familiar y más intuitiva de usar.

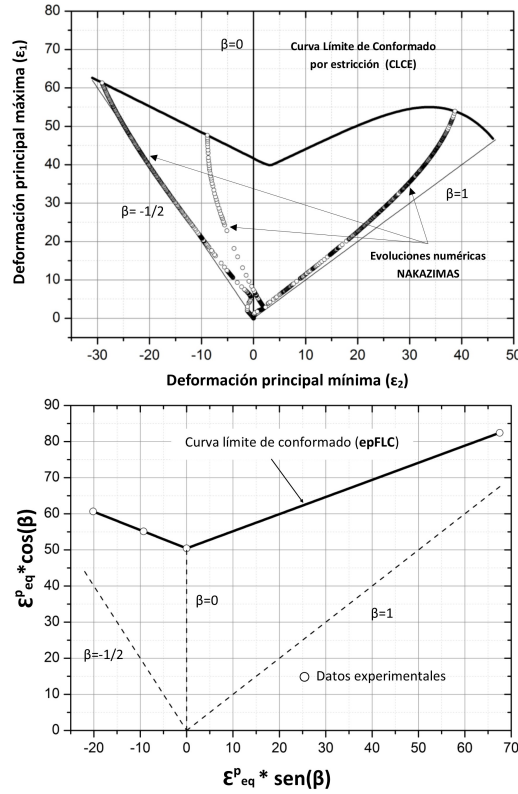


Figura 4.9: Curva límite de conformado en deformaciones (CLC) y evoluciones numéricas de las deformaciones en ensayos tipo Nakazima evaluadas en la cara externa (arriba). Curva límite de conformado en deformación plástica equivalente en el plano polar (epFLC polar) obtenida de la anterior mediante el modelo de elementos finitos (abajo).

4.2.2. Predicción del fallo en condiciones de tracción-flexión

En los siguientes apartados se pretenden emplear las curvas FLSC y epFLC polar para predecir el fallo de las chapas de acero H240LA-O3 bajo condiciones de tracción-flexión. Para ello, será necesario emplear el modelo de predicción del fallo detallado en el Capítulo 1. Según éste, se argumenta que el fallo por estricción de una chapa sometida a un gradiente de tensiones y deformaciones a través del espesor de la chapa está gobernado por el desarrollo de daño en un cierto volumen de material, situado en las inmediaciones de la cara interior de la chapa. Dicho volumen está caracterizado por una distancia crítica (d_{crit}) medida desde la cara interior de la chapa hacia dentro. Dado que todas las capas de material en dicho volumen crítico contribuyen al desarrollo de la inestabilidad plástica, parece acertado considerar que el fallo esté controlado por el valor promedio (método de la línea) de las variables representativas del daño, ya sean tensiones (FLSC) o deformaciones plásticas equivalentes (epFLC) en dicho volumen.

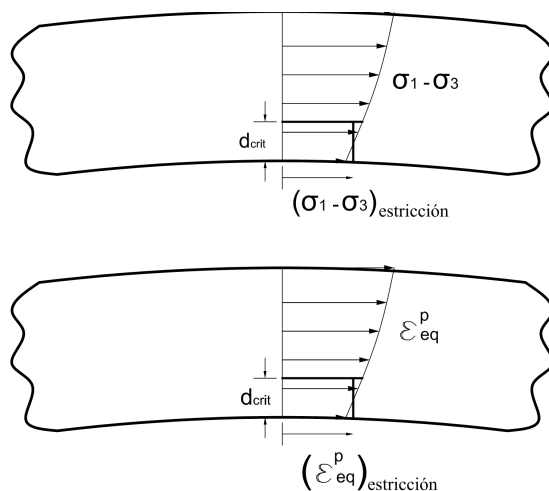


Figura 4.10: Esquema del modelo de fallo por estricción empleando el método de la línea con una formulación en tensiones (arriba) y en deformaciones plásticas equivalentes (abajo).

En la Figura 4.10 se ilustra el modelo de predicción del fallo usando el método de la línea para las dos variantes, usando como variable característica la tensión (arriba) y la deformación plástica equivalente (abajo). Las predicciones del fallo con estos modelos se han realizado considerando tres valores de distancia crítica,

$d_{crit} = 0$, cara interna, $d_{crit} = 200\mu m$, un 17% del espesor inicial de la chapa, y $d_{crit} = 600\mu m$, que corresponde a la mitad del espesor inicial de la chapa. El modelo asume que el fallo por estricción se alcanza cuando la evolución de la variable característica (tensiones o deformación plástica equivalente) en el volumen crítico considerado intercepta la curva límite correspondiente, es decir, la FLSC o epFLC respectivamente.

Predicción del fallo empleando la FLSC

La Figura 4.11 representa las evoluciones de las tensiones promedio en el espacio $\sigma_1 - \sigma_3$ vs. $\sigma_2 - \sigma_3$, para tres distancias críticas medidas desde la cara interior para el ensayo de estirado con flexión usando un punzón de $\phi 5mm$. Se muestra el instante en que las tensiones evaluadas en la cara interna ($d_{crit} = 0$) alcanzan la curva límite en tensiones (FLSC), la cual está representada en el mismo diagrama.

Las tres evoluciones de tensiones que se observan en la Figura 4.11 corresponden a valores de $d_{crit} = 0\mu m$ (cara interna), $d_{crit} = 200\mu m$ y $d_{crit} = 600\mu m$. Estas evoluciones tienen el mismo comportamiento que las evoluciones presentadas en la sección 4.1.2. Como se puede observar, las evoluciones obtenidas para distancias críticas pequeñas están muy influenciadas por la tensión σ_3 , observándose fuertes inversiones en las tensiones. A medida que las distancias críticas son mayores, se observa poca o ninguna inversión de las tensiones, indicando claramente una escasa influencia de σ_3 .

En el detalle de la Figura 4.11 se observa cómo la evolución de las tensiones de la cara interior es la primera en tocar la curva límite FLSC, mientras que las demás evoluciones todavía no han alcanzado dicha curva. Esto es debido a la existencia de una σ_3 de compresión notable en la cara interior, como consecuencia de la presión de contacto entre el punzón y la chapa. Ésta tensión σ_3 alcanza su valor máximo en la cara interior y cae rápidamente hasta un valor nulo en la superficie exterior, al ser ésta libre. Como consecuencia, a medida que la distancia crítica aumenta (promedio en un volumen mayor), las evoluciones de tensiones tardan más tiempo en intersectar la curva de fallo y por tanto se predecirán valores crecientes de los límites de conformado.

Este mismo comportamiento se repite para los punzones de $\phi 20mm$ y $\phi 10mm$, mientras que para los punzones más pequeños $\phi 3mm$ y $\phi 1mm$ la tendencia se invierte. En estos últimos, las evoluciones con distancia crítica, $d_{crit} = 0$, tocan en último lugar la curva de fallo. Esto causa que los valores de deformaciones límite estimados con un volumen crítico mayor sean menores.

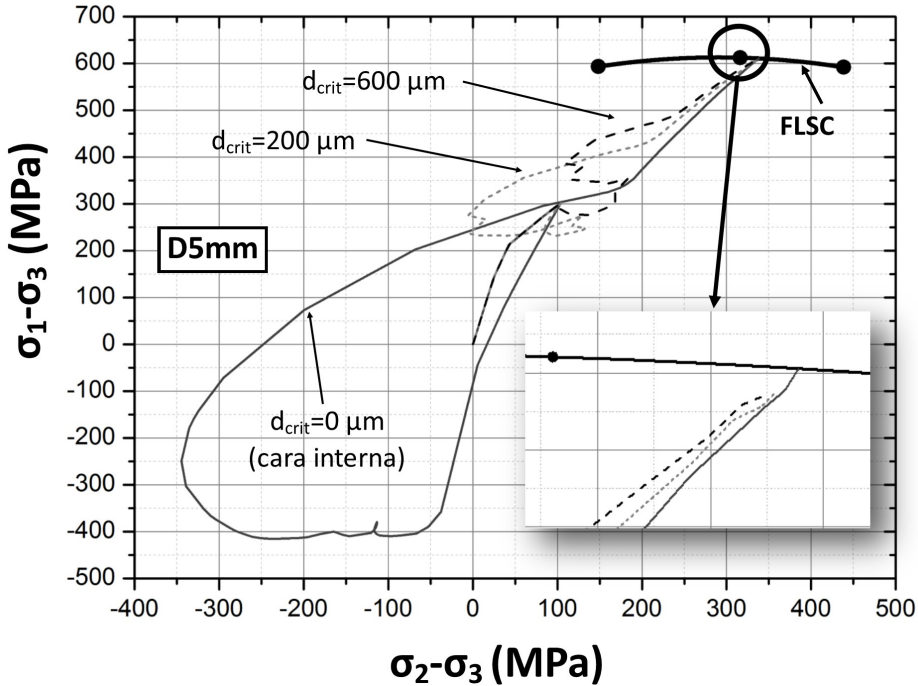


Figura 4.11: Evoluciones de las tensiones promedio en el espacio $\sigma_1 - \sigma_3$ vs. $\sigma_2 - \sigma_3$ evaluadas para las distancias críticas de 0, 200, 600 μm en un ensayo de estirado con flexión de $\phi 5mm$ con condiciones cercanas a deformación plana.

El motivo por el que hay dos comportamientos distintos está relacionado con el hecho de que en estos procesos hay dos factores que compiten. Por un lado, el efecto del gradiente de tensiones impuesto por el radio del punzón (flexión), que genera valores mayores de tensión en la cara exterior que en la interior. Y por otro lado, el efecto de la presión de contacto, la cual genera una σ_3 de compresión máxima en la cara interior y de valor nulo en la exterior. Por tanto, dado que se trabaja en el espacio, $\sigma_1 - \sigma_3$ vs. $\sigma_2 - \sigma_3$, dependiendo de qué efecto tenga más relevancia para cada punzón, éste establecerá el orden en el que las curvas vayan alcanzando la curva límite de fallo para cada d_{crit} que se use. Así, en los punzones de $\phi 20mm$, $\phi 10mm$ y $\phi 5mm$ parece haber dominado el efecto de la tensión en el espesor σ_3 , mientras que para los casos de $\phi 3mm$ y $\phi 1mm$ parece prevalecer la ordenación impuesta por la flexión en σ_1 .

Una vez capturado el instante (pseudotiempo) donde cada evolución promedio

de las tensiones corta la curva de fallo, se buscan los valores correspondientes de las deformaciones principales en la cara externa. Dichos valores son las deformaciones límite estimadas con el modelo de fallo. La Tabla 4.1 muestra los valores de ε_1 predichos considerando las tres distancias críticas discutidas y todos los ensayos de estirado con flexión simulados. Igualmente se indican los resultados experimentales y el error cometido en las predicciones para cada caso. Gráficamente, la Figura 4.12 representa los mismos resultados de la ε_1 límite obtenida en la cara exterior de la probeta al inicio de la estricción frente a la relación t_0/R . Las curvas mostradas en dicha figura son el ajuste por mínimos cuadrados de los datos experimentales, así como los límites superior e inferior de una banda de confianza del 95 %. Los puntos mostrados corresponden a las estimaciones numéricas para cada distancia crítica utilizada y para cada uno de los punzones cilíndricos, $\phi 20mm$, $\phi 10mm$, $\phi 5mm$, $\phi 3mm$ y $\phi 1mm$.

	Exper.	Numérico $d_{crit} = 0$		Numérico $d_{crit} = 200$		Numérico $d_{crit} = 600$	
$\phi(mm)$	$\varepsilon_{1,lim}^{ext}$	$\varepsilon_{1,lim}^{ext}$	%Error*	$\varepsilon_{1,lim}^{ext}$	%Error*	$\varepsilon_{1,lim}^{ext}$	%Error*
20	0,516	0,469	9,13	0,441	14,61	0,441	14,61
10	0,537	0,414	22,80	0,437	18,57	0,432	19,42
5	0,555	0,491	11,46	0,511	7,95	0,511	7,95
3	0,556	0,601	-7,96	0,595	-7,01	0,584	-4,98
1	0,474	0,639	-34,95	0,599	-26,53	0,564	-18,98

$$* \%Error = 100 \frac{\varepsilon_{1,lim}^{ext}(pred) - \varepsilon_{1,lim}^{ext}(exp)}{\varepsilon_{1,lim}^{ext}(exp)}$$

Tabla 4.1: Resultados experimentales y predicciones numéricas empleando diferentes distancias críticas para los punzones cilíndricos de $\phi 20mm$, $\phi 10mm$, $\phi 5mm$, $\phi 3mm$ y $\phi 1mm$ en condiciones cercanas a deformación plana

Como se muestra en la Figura 4.12 y Tabla 4.1 los límites de conformado obtenidos numéricamente mediante el modelo de fallo basado en tensiones predicen sólo aproximadamente los resultados experimentales. Así, las deformaciones límite estimadas para $\phi 20mm$, $\phi 5mm$ y $\phi 3mm$ presentan desviaciones de entorno a un 15 %, mientras que las predicciones numéricas en punzones de $\phi 10mm$ están subestimadas y las de $\phi 1mm$ sobreestimadas respecto a la información experimental. Éstas últimas caen claramente fuera de la banda de confianza experimental del 95 %.

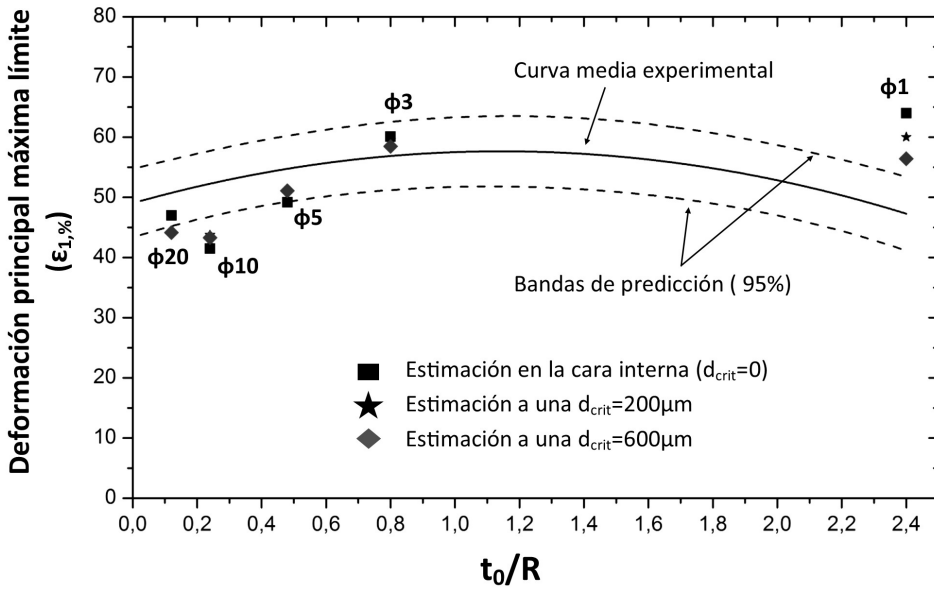


Figura 4.12: Predicciones numéricas de la ϵ_1 límite usando distancias críticas de $d_{crit} = 0 \mu m$, $d_{crit} = 200 \mu m$ y $d_{crit} = 600 \mu m$ para punzones cilíndricos de $\phi 20 mm$, $\phi 10 mm$, $\phi 5 mm$, $\phi 3 mm$ y $\phi 1 mm$. Curva de ajuste de las ϵ_1 límite experimentales al inicio de la estricción y su respectiva banda de predicción al 95 % de confiabilidad.

Más allá de las diferencias entre predicciones numéricas y datos experimentales, un aspecto a resaltar es que las predicciones obtenidas para los diferentes valores de distancias críticas son muy similares, es decir, los resultados no son muy sensibles al volumen crítico considerado como característico del fallo. Si bien es así, lo cierto es que a la vista de los resultados parece que se obtienen predicciones ligeramente más cercanas a las experimentales cuando se emplean distancias críticas de entre $200 - 600 \mu m$ en todos los punzones, salvo para el de $\phi 20 mm$. De hecho, es en el punzón de $\phi 1 mm$ donde queda más patente que es preciso caracterizar el fallo en situaciones con tracción-flexión por lo que ocurre en un determinado volumen de material y no sólo en superficie interna, $d_{crit} = 0$, como lo sugiere la regla de la cara cóncava (CSR).

El motivo de esta aparente insensibilidad con la distancia crítica está relacionado con la severidad del gradiente en tensiones realmente existente en el espesor de la chapa al comienzo de la estricción, véase Figura 4.7. Allí se observa claramente el

escaso gradiente en tensiones a través del espesor para los ensayos de estirado con flexión en general. Sólo para el caso de punzones de $\phi 3mm$ y $\phi 1mm$ donde existe un gradiente considerable, siendo precisamente los casos donde la insensibilidad a la distancia crítica se reduce. Además en el detalle de la Figura 4.11 se puede apreciar que los niveles de tensiones promedio para las tres distancias críticas analizadas están muy cercanas entre sí cuando se alcanza la FLSC. Las diferencias entre ellas es de alrededor de unos $\pm 5 - 10MPa$ en una escala de $600MPa$, que es donde se localiza aproximadamente la FLSC. Esto pone de manifiesto que aún existiendo severos gradientes de deformación, como se vió al principio del capítulo, los gradientes de tensión son muchos más suaves proporcionalmente que los gradientes en deformaciones, haciendo esto que las predicciones con una u otra distancia crítica sean difíciles de diferenciar. Dichos gradientes de tensiones más suaves están relacionados con los modelos constitutivos utilizados.

Por último, al margen de la bondad predictiva del modelo de fallo, los porcentajes de error más altos se han obtenido en las predicciones realizadas sobre el punzón de $\phi 1mm$ y $\phi 10mm$ estando entorno al 19% por encima y debajo, respectivamente, de los valores experimentales para una $d_{crit} = 600\mu m$. La razón de dicho comportamiento se debe a la falta de ajuste del modelo numérico en estos punzones. Por un lado, en $\phi 10mm$ es donde se observaron las mayores diferencias en las evoluciones de deformaciones (véase capítulo 3). Por otro lado, en lo que respecta a $\phi 1mm$, es necesario recordar que se produjo experimentalmente la indentación del punzón en la chapa como consecuencia de las altas presiones de contacto (véase capítulo 2). Esto condiciona el estado tensional a través del espesor de la chapa haciéndolo más complejo, además de provocar una desvinculación en el radio que realmente está impuesto en la cara inferior y el que efectivamente es capaz de transmitirse a la cara exterior (mayor) como consecuencia del fenómeno de indentación.

En resumen, el modelo de fallo basado en las tensiones (FLSC) fue capaz de reproducir razonablemente la tendencia creciente de los límites de conformabilidad del material a medida que el efecto de la flexión fue más severo, es decir, menores radios de punzón, hasta el límite impuesto por la indentación del punzón en el material, lo cual ocurrió para el punzón de $\phi 1mm$. Por otro lado, las predicciones con diferentes valores de distancia crítica fueron similares para todos los punzones, salvo para el punzón de $\phi 1mm$, quedando así patente que, en situaciones con gradientes de tensión pronunciados en el espesor, el modelo de fallo o daño debe tener en cuenta lo que ocurre en una determinada región cercana a la cara interior.

Predicción del fallo mediante la curva límite de conformado en deformación plástica equivalente (epFLC polar)

Tal y como se discutió en el Capítulo 1, muy recientemente se ha propuesto una nueva curva límite, basada en deformaciones plásticas equivalentes en el plano polar (epFLC polar), que parece ser independiente de la historia de deformaciones. Algunas de las ventajas, como ya se comentaron, es que en el nuevo espacio polar ($\varepsilon_{eq}^p * \cos\beta$ vs. $\varepsilon_{eq}^p * \sin\beta$) se mantienen las direcciones de los tradicionales caminos de deformaciones principales, haciéndolo más intuitivo, y también palía el efecto de la escala del diagrama, es decir, la variable en deformaciones (epFLC) es más sensible a las variaciones de las condiciones de conformado.

En este caso, el modelo asume que el fallo por estricción se alcanza cuando la evolución del promedio del producto $\varepsilon_{eq}^p * \beta$ en el volumen crítico considerado, en el espacio, $\varepsilon_{eq}^p * \cos(\beta)$ vs. $\varepsilon_{eq}^p * \sin(\beta)$, intersecta la curva límite basada en la deformación plástica equivalente (epFLC polar) del material previamente calculada.

En la Figura 4.13, se representan las evoluciones de la deformación plástica equivalente promediadas en tres distancias críticas en el espacio polar, $\varepsilon_{eq}^p * \cos(\beta)$ vs. $\varepsilon_{eq}^p * \sin(\beta)$, en un ensayo de estirado con flexión con punzón de $\phi 5mm$. En el mismo diagrama se representa la curva epFLC polar obtenida previamente de los ensayos Nakazima. Todos los caminos se presentan hasta el instante en que la evolución evaluada en la cara interna ($d_{crit} = 0$) alcanza la curva límite. Al igual que antes las distancias críticas analizadas fueron, $d_{crit} = 0, 200\mu m$ y $600\mu m$.

Hay dos hechos interesantes a destacar en la Figura 4.13. Por un lado, que el camino que sigue la cara interna ($d_{crit} = 0$) en el espacio polar de la deformación plástica equivalente exhibe una inversión hacia valores negativos al principio del proceso, al igual que ocurría en el espacio de las deformaciones principales. La razón de ello es debida a que en este espacio se mantienen las direcciones de los caminos de deformaciones (β). En segundo lugar, que en el instante representado, el cual se corresponde con la intersección de la cara interior ($d_{crit} = 0$) con la epFLC, se observa claramente que el resto de evoluciones con distancias críticas mayores ya alcanzaron previamente la condición de fallo. Además esto ocurre de forma ordenada, es decir, la de mayor distancia crítica alcanza en primer lugar y el resto sucesivamente para valores decrecientes del volumen crítico. Esto se traducirá en predicciones decrecientes de las deformaciones principales límite a medida que la distancia crítica es mayor y viceversa. Dicho comportamiento se observó también para el resto de punzones.

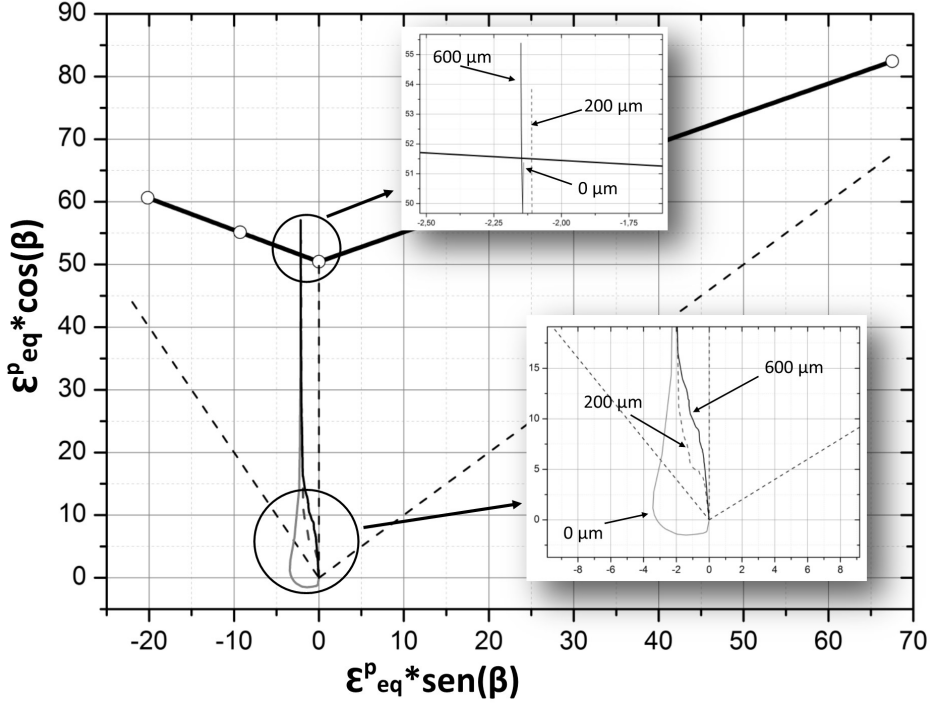


Figura 4.13: Evoluciones de la deformación plástica equivalente promedio en el espacio $\varepsilon^p_{eq} * \cos(\beta)$ vs. $\varepsilon^p_{eq} * \sin(\beta)$ evaluadas para las distancias críticas de 0, 200, 600 μm en un ensayo de estirado con flexión de $\phi 5 mm$ con condiciones cercanas a deformación plana.

Una vez la curva correspondiente para una distancia crítica intersecta la epFLC se capturan los valores de las deformaciones principales en la cara externa, siendo éstas las predicciones de los límites de conformado acorde al modelo de fallo planteado. La Tabla 4.2 muestra la deformación principal máxima (ε_1) límite predicha para las diferentes distancias críticas (0, 200 y 600 μm) y todos los punzones cilíndricos estudiados. Igualmente, se presentan los límites experimentales en cada caso y el error (%) porcentual en las predicciones. Los mismos resultados numéricos se muestran graficados en la Figura 4.14 frente a la relación t_0/R , junto con la regresión experimental y la banda de confianza del 95 %.

A la vista de estos resultados, hay que remarcar varios hechos destacables. Por un lado, para un determinado diámetro de punzón, el valor límite predicho es decreciente a medida que la distancia crítica es mayor. Esto es congruente con una distribución de la variable representativa de fallo, en este caso la ε^p_{eq} ,

	Exper.	Numérico $d_{crit} = 0$		Numérico $d_{crit} = 200$		Numérico $d_{crit} = 600$	
$\phi(mm)$	$\varepsilon_{1,lim}^{ext}$	$\varepsilon_{1,lim}^{ext}$	%Error*	$\varepsilon_{1,lim}^{ext}$	%Error*	$\varepsilon_{1,lim}^{ext}$	%Error*
20	0,516	0,469	9, 13	0,469	9, 13	0,469	9, 13
10	0,537	0,489	8, 90	0,480	10, 61	0,471	12, 16
5	0,555	0,557	-0, 34	0,541	2, 47	0,524	5, 57
3	0,556	0,652	-17, 15	0,622	-11, 86	0,591	-6, 25
1	0,474	0,614	-29, 59	0,564	-18, 98	0,532	-12, 32

$$* \%Error = 100 \frac{\varepsilon_{1,lim}^{ext}(pred) - \varepsilon_{1,lim}^{ext}(exp)}{\varepsilon_{1,lim}^{ext}(exp)}$$

Tabla 4.2: Resultados experimentales y predicciones numéricas empleando diferentes distancias críticas para los punzones cilíndricos de $\phi 20mm$, $\phi 10mm$, $\phi 5mm$, $\phi 3mm$ y $\phi 1mm$ en condiciones cercanas a deformación plana

que toma su valor mínimo en la cara interna y máximo en la cara exterior como consecuencia de la flexión. Dicha ordenación es repetitiva en todos los punzones analizados, a diferencia de lo que ocurría cuando se trabajaba en el espacio de las tensiones. Allí, el comportamiento era de un tipo u otro dependiendo cuál de los dos factores involucrados, efecto de flexión o de tensión a través del espesor, dominaba. Por otro lado, se observa que a medida que el diámetro del punzón es más pequeño, el efecto que tiene el uso de distancias críticas crecientes en las predicciones se intensifica notablemente. Así, en el punzón de $\phi 20mm$ el efecto que tiene la distancia crítica en la predicción es prácticamente nulo. Ello se debe a que en ese punzón el gradiente impuesto a través del espesor es pequeño. En cambio el efecto en los resultados para $\phi 5mm$, $\phi 3mm$ y $\phi 1mm$, donde la flexión es mucho más severa, es sustancialmente más notable. Se pone de manifiesto el papel tan relevante que juega la distancia crítica considerada en las predicciones usando la epFLC en situaciones con fuertes gradientes de deformaciones, es decir, cuando la relación t_0/R es alta. Este comportamiento no ocurría cuando se empleó la FLSC debido a que los gradientes de tensiones que se generaban en el espesor eran pequeños como consecuencia de la saturación de las tensiones exhibida por el modelo de material empleado. Por ello, como se analizó, el efecto de la distancia crítica en las predicciones fue muy suave, salvo para el caso de $\phi 1mm$.

Por último, como se ilustra en la Figura 4.14, el modelo de fallo basado en la curva epFLC arroja predicciones de las deformaciones límite en razonable concor-

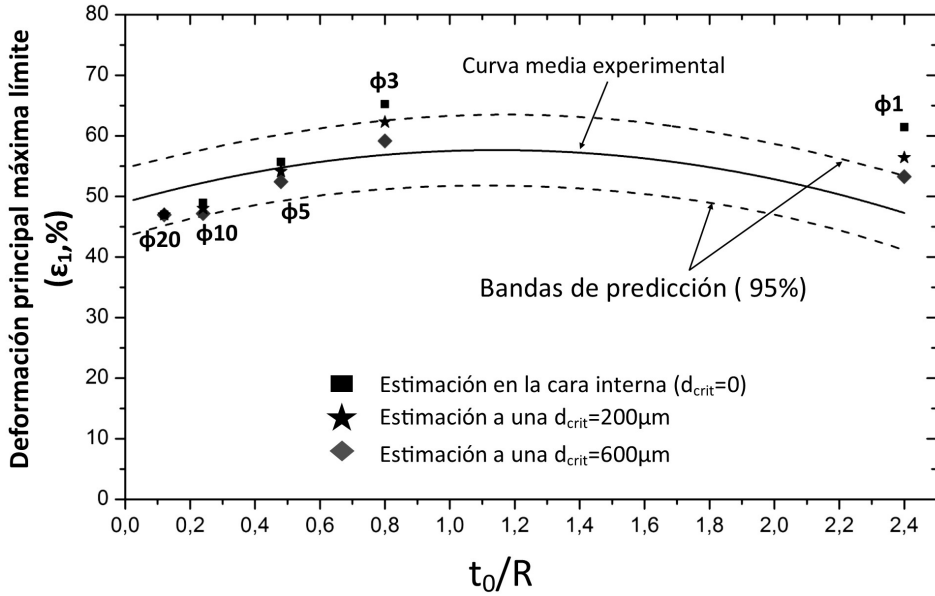


Figura 4.14: Predicciones numéricas de la ϵ_1 límite usando distancias críticas de $d_{crit} = 0\mu m$, $d_{crit} = 200\mu m$ y $d_{crit} = 600\mu m$ para punzones cilíndricos de $\phi 20mm$, $\phi 10mm$, $\phi 5mm$, $\phi 3mm$ y $\phi 1mm$. Curva de ajuste de las ϵ_1 límite experimentales al inicio de la estricción y su respectiva banda de predicción al 95 % de confiabilidad.

dancia con los datos experimentales. Se observa que para los punzones de $\phi 20mm$ y $\phi 10mm$ las deformaciones límite subestiman ligeramente los límites de conformado experimentales, mientras que los punzones de $\phi 3mm$ y $\phi 1mm$ lo sobreestiman. Para el punzón de $\phi 5mm$, los resultados numéricos son prácticamente coincidentes con los experimentales.

En cualquier caso, un aspecto muy interesante es que el modelo ha sido capaz de capturar estrictamente el incremento de conformabilidad de la chapa a medida que el diámetro del punzón disminuye hasta $\phi 3mm$, lo cual está acorde a los datos experimentales. Además reproduce razonablemente bien la tendencia decreciente en la deformación límite predicha para el punzón de $\phi 1mm$, la cual como se discutió es achacable a la indentación del punzón en la cara interior de la chapa. Dicho estado complejo de tensión/deformación en la cara interior es el motivo de que sea en este caso donde se obtengan las máximas diferencias entre los valores experimentales y las predicciones numéricas.

Como ya se indicó anteriormente, el efecto de la distancia crítica se intensifica a

medida que el diámetro del punzón es menor. A la vista de los resultados mostrados en la Tabla 4.2 y la Figura 4.14, queda claro que de cara a obtener predicciones más exactas es fundamental considerar un volumen crítico o distancia crítica en el modelo de fallo. Un valor de d_{crit} entre 0 y $200\ \mu m$ es el que mejor predice en los casos de $\phi 20mm$, $\phi 10mm$ y $\phi 5mm$, mientras que valores entre 200 y $600\ \mu m$ son los más adecuados para situaciones donde el efecto de la flexión es más notable, esto es, $\phi 3mm$ y $\phi 1mm$, siendo precisamente estos donde el uso de $d_{crit} = 0$, o lo que es lo mismo, la Regla de la Cara Cóncava, conduciría a predicciones sustancialmente por encima de las experimentales.

Tal y como se analizó en la introducción existen estudios previos, tanto analíticos como numéricos, desarrollados por el grupo de trabajo que justifican el uso de distancias críticas y relacionan el valor más adecuado con la microestructura del material, concretamente con el tamaño de grano. En dichos trabajos la aplicación de un modelo de fallo basado en tensiones reproduce los datos experimentales suficientemente bien cuando se usan distancias críticas entre 20-25 veces el tamaño de grano (D) Morales-Palma *et ál.* (2013). En el caso del acero H240LA-O3 aquí analizado vuelve a repetirse dicha tendencia. Como se vió, el tamaño de grano oscila entorno a $8\ \mu m$, por lo que un valor de $200\ \mu m$ corresponde concretamente a $25D$. En cualquier caso, este valor característico de $200\ \mu m$ para el modelo de fallo planteado predice suficientemente bien tanto en el espacio polar de las deformaciones plásticas equivalente como en el espacio de las tensiones. Si bien, como se ha visto, el efecto del valor de d_{crit} parece no ser crítico en el caso de las tensiones, éste sí que lo es cuando empleamos las deformaciones plásticas equivalentes como variables en el espacio epFLC polar.

Otra diferencia importante del modelo de fallo en sus dos variantes (FLSC y epFLC) lo podemos observar en la Figura 4.15, donde se muestran gráficamente la diferencia entre la ε_1 límite predicha para $d_{crit} = 0$ y la obtenida con $d_{crit} = 600\ \mu m$ frente a la relación de flexión (t_0/R) para todos los punzones cilíndricos analizados. Como vemos al usar el modelo basado en tensiones (FLSC) los resultados indican que no hay mucha diferencia en usar una distancia crítica u otra, como se había comentado antes, de hecho sólo en el punzón con $\phi 1mm$ se observa una diferencia notoria. En el caso del modelo basado en deformación plástica equivalente (ε_{eq}^p), se nota como para el punzón de $\phi 20mm$ no hay diferencia entre tomar una $d_{crit} = 0$ ó $d_{crit} = 600\ \mu m$, pero a medida que aumenta el nivel de flexión las diferencias aumentan paulatinamente, lo que refleja la gran sensibilidad que tiene ahora el modelo frente a los gradientes de deformaciones. Más allá de que los resultados

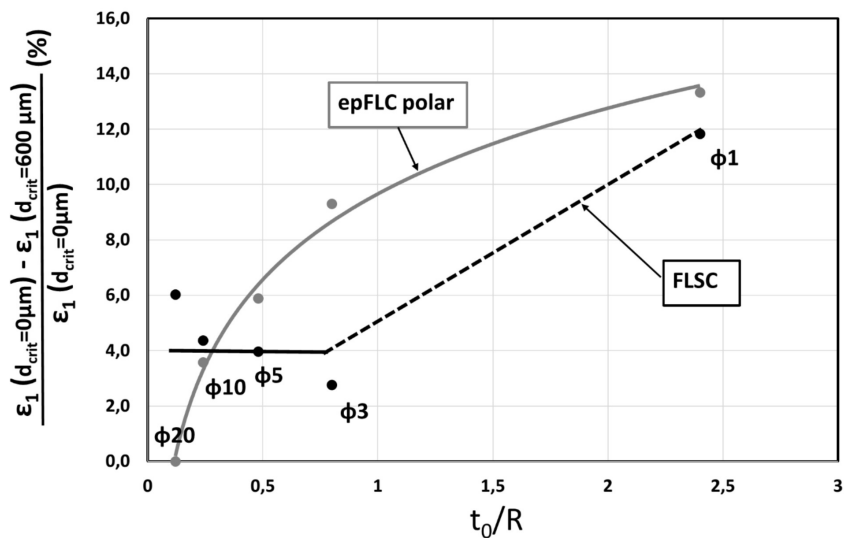


Figura 4.15: Sensibilidad del modelo de fallo con respecto a la flexión durante el proceso de conformado (mayor gradientes de deformación) para las dos variables características usadas (σ y ε_{eq}^p).

predichos sean buenos, lo importante de este gráfico es que demuestra una vez más que las tensiones no son la mejor opción para usarlas como variable representativa en un modelo de fallo donde predominen los gradientes a través del espesor, mientras que la alta sensibilidad mostrada por la ε_{eq}^p a dichos gradientes la hace de ésta la mejor opción a día de hoy.

Para finalizar se puede decir que, en general, el modelo de fallo planteado en métricas de tensiones, formulado en ambas variantes (FLSC y epFLC), permite realizar predicciones acertadas en situaciones donde se mezclan tracción y flexión a un mismo nivel, siendo dichos casos los habituales en la práctica industrial.

Capítulo 5

Conclusiones y desarrollos futuros

A continuación se resumen las principales conclusiones de la tesis y se indican las posibles vías de desarrollos futuros que pueden realizarse a partir del trabajo presentado.

5.1. Conclusiones

En el presente trabajo se ha analizado la conformabilidad de chapas metálicas y la influencia que tiene la flexión sobre ésta. Para ello, se ha realizado un estudio tanto experimental como numérico sobre chapas de acero de alta resistencia H240LA-O3 de 1,2 mm de espesor, extensivamente empleada en la industria de la automoción.

En la parte experimental del estudio, se han obtenido las propiedades mecánicas a tracción de la chapa H240LA-O3 y se ha caracterizado la anisotropía plástica de la misma a través de los coeficientes de Lankford a distintas orientaciones. Además se ha evaluado la conformabilidad a través del diagrama límite de conformado (DLC) normalizado mediante ensayos de estirado tipo Nakazima. De forma similar, se ha llevado a cabo una batería de ensayos de estirado con flexión, en caminos cercanos a deformación plana, empleando punzones cilíndricos con diferentes diámetros ($\phi 20$, $\phi 10$, $\phi 5$, $\phi 3$ y $\phi 1mm$) a fin de generar gradientes de deformaciones en el espesor de la chapa con distinta severidad y analizar su efecto en la confor-

mabilidad. En todos los casos se ha obtenido la curva de fractura característica del material (CLF).

Las conclusiones más importantes del estudio experimental son las siguientes:

- Los coeficientes de anisotropía plástica resultaron ser prácticamente constantes en todo el proceso de deformación.
- El mecanismo de fallo fue estricción localizada previa a la fractura dúctil de la chapa en todos los ensayos, con y sin flexión. Los valores de deformación límite alcanzados aumentan a medida que el gradiente de deformación en el espesor se intensifica, o lo que es equivalente, a medida que la relación de flexión t_0/R crece, al menos hasta el punzón de diámetro de $\phi 3mm$. El máximo incremento de conformabilidad respecto a los ensayos Nakazima se cuantificó alrededor de un 15 %.
- La metodología t-d aplicada a las chapas de acero H240LA-O3 ha proporcionado buenas predicciones de las deformaciones límite de estricción en todos los casos.
- Se observa que para el punzón de $\phi 1mm$ ocurre un proceso de indentación en la cara interior de la chapa como consecuencia de las altas tensiones generadas en el contacto (σ_3), reduciendo los valores de deformación límite de estricción.
- Se ha introducido el concepto de la curva CLFI como herramienta útil a la hora de diseñar procesos de conformado mediante análisis de elementos finitos o a la hora de la detección en planta. Se debe tener en cuenta que dicha curva depende del equipo de medición empleado.
- Los límites de fractura dúctil (CLF) permanecieron prácticamente constantes para todos los niveles de flexión analizados, siendo insensibles a la severidad del gradiente de deformación durante el proceso.

Paralelamente se ha desarrollado un modelo 3D de elementos finitos para simular los ensayos experimentales. Dicho modelo ha sido calibrado y validado a partir de los datos experimentales medidos en laboratorio. Este modelo permite tener acceso a la historia de deformaciones y tensiones en todo el espesor de la chapa durante los ensayos, y particularmente en la zona de fallo.

Como resultado del estudio de dicho modelo se encontró que:

- El modelo de elementos finitos usando elementos sólidos ha sido capaz de reproducir los ensayos experimentales, incluyendo el aumento de conformabilidad a medida que el radio del punzón decrece (t_0/R mayor).
- El análisis de las deformaciones en el modelo numérico muestra que en las zonas de contacto entre el punzón y la chapa existen inversiones de las deformaciones en las capas de material cercanas a la cara interior. Esto provoca que dicha zona evolucione por caminos claramente no proporcionales.
- Según lo anterior, se evidencia que es necesario utilizar un modelo de endurecimiento cinemático, ya que éste es capaz de capturar adecuadamente los efectos de las inversiones de la deformación presentes en los procesos de estirado con flexión.
- Se pone de manifiesto la poca influencia de la relación de flexión (t_0/R) en los gradientes de tensiones para los modelos constitutivos utilizados.
- Se deja patente la necesidad de emplear métricas insensibles a los caminos no proporcionales de deformación, cuando se desea predecir el fallo en procesos de estirado con flexión.

Para predecir el fallo en situaciones con gradientes de deformaciones a través del espesor, se propone el uso de un modelo de fallo recientemente desarrollado. Este modelo plantea que el fallo por estricción de la chapa se origina cuando el promedio de una cierta variable significativa (tensión, deformación plástica equivalente, etc.) alcanza un nivel crítico en un cierto volumen de material situados en la region interna de la chapa. Éste caracterizado mediante una distancia característica (d_{crit}), medida desde la superficie interna de la chapa, que en principio depende de la microestructura del material.

La aplicación de dicho modelo de predicción conduce a las siguientes conclusiones:

- La utilización de las variables σ y ε_{eq}^p , como variables características en el modelo de fallo conjuntamente con las curvas FLSC y epFLC polar, arrojan estimaciones de las deformaciones límite de estricción acordes a las experimentales. Esto corrobora la independencia de dichas variables ante los caminos de deformación no proporcionales como los existentes en los ensayos realizados.

- Se encontró que las predicciones realizadas mediante ε_{eq}^p son más sensibles al nivel de flexión en el proceso que aquellas obtenidas empleando una descripción directamente en tensiones (σ).
- Los resultados muestran que la variante utilizando deformaciones plásticas equivalentes (ε_{eq}^p) y la curva epFLC polar arroja mejores predicciones de las deformaciones límites de estricción. Éstas se encuentran en una banda de error de $\pm 10\%$, exceptuando el ensayo de $\phi 1mm$.
- La distancia crítica que arrojó mejores predicciones se situó en torno a las $200\mu m$. Dicho valor está en concordancia con las estimaciones propuestas por otros autores, e. g. Morales-Palma *et ál.* (2013), que propone el uso de una distancia crítica entre 10 y 25 veces el tamaño característico de grano del material ($d_{crit} \approx 10D - 25D$)

5.2. Desarrollos futuros

Este trabajo permite abordar varias vías de mejora, futuras, como pueden ser:

1. Desde un punto de vista experimental sería conveniente implementar en el laboratorio ensayos tipo bulge. Dichos ensayos permiten obtener una curva de comportamiento plástico del material (σ_{eq} vs. ε_{eq}^p) hasta niveles de deformación muy superiores a aquellos alcanzados con un ensayo de tracción. Esto permitirá mejorar la caracterización del material y por ende ajustar mejor los modelos constitutivos empleados, lo cual se reflejará en unas mejores estimaciones de las deformaciones límite.
2. Se pueden ampliar los ensayos de estirado con flexión a estados de deformación diferentes a deformación plana, a fin de poder obtener una superficie límite de conformado, teniendo como tercera variable la relación de flexión (t_0/R).
3. En una línea más analítica-numérica, se pueden implementar varios criterios de plastificación y varias leyes de comportamiento mediante subrutinas UMAT, analizando la influencia de dichos modelos constitutivos sobre las predicciones del fallo.
4. Sería bastante interesante la caracterización de un modelo combinado de endurecimiento isótropo y cinemático, a fin de reproducir de forma más realista

el comportamiento de las chapas de acero H240LA-O3. Para ello, será necesario la realización de ensayos de tracción-compresión para definir adecuadamente el comportamiento cíclico del material. Igualmente será necesario implementar numéricamente dicho modelo de endurecimiento mixto a través de una subrutina UMAT para su uso en Abaqus.

5. La extensión de la metodología de predicción desarrollada en esta tesis a otros procesos de conformado más exigentes como, por ejemplo, el conformado incremental. El modo de fallo en dicho proceso está fuertemente influenciado por el radio de la herramienta. Así, para herramientas de gran diámetro el fallo predominante es la estricción, mientras que para herramientas de pequeños diámetros es la fractura directamente. El modelo propuesto permite discriminar de manera natural entre ambas situaciones.

Apéndice A

Técnica de correlación de imágenes digitales

El principio del método consiste en identificar cada uno de los puntos de la malla en la imagen final mediante comparación del nivel de grises en la faceta correspondiente en cada punto. El algoritmo de correlación hace un seguimiento del nivel de grises y transforma las posiciones de cada faceta, vista con ambas cámaras, a coordenadas 3D en cada instante ó fotograma (stage).

El nivel de grises de la imagen inicial en cada faceta se representa mediante una función discreta $f(x, y)$ con valores comprendidos entre 0 - 255, la cual se transforma en otra función $f'(x', y')$ tras sufrir la deformación, esto es, $f'(x', y') = f'(x + u(x, y), y + v(x, y))$, donde $u(x, y)$ y $v(x, y)$ son los desplazamientos asociados a cada faceta de un fotograma a otro. Los desplazamientos se obtienen identificando mediante correlación las posiciones de las facetas en la imagen inicial y en la imagen deformada.

Existen diversas funciones o coeficientes de correlación típicamente empleados en esta técnica, entre los que destacan, la diferencia absoluta, los mínimos cuadrados y la correlación cruzada. En este caso se ha empleado la función de correlación cruzada, la cual toma la forma siguiente:

$$Cor = 1 - \frac{\int_{\Delta S} f(x, y) f'(x', y') dx dy}{\sqrt{\int_{\Delta S} f(x, y)^2 dx dy \int_{\Delta S} f'(x', y')^2 dx dy}} \quad (A.1)$$

donde ΔS es el área de la faceta en la imagen inicial. En caso de tener una correlación perfecta, ambas funciones serán idénticas, $f(x, y) = f'(x', y')$ y por

tanto $Cor = 0$. En otro caso, se obtendrán valores entre 0-1 (correlación imperfecta). El parámetro de correlación $Cor = 0$ es independiente de una modificación absoluta de los niveles de grises entre las dos imágenes. Se usa únicamente como un indicador del grado de similitud entre la faceta en la imagen inicial y la final. El campo de desplazamientos de la faceta se considera bi-lineal, es decir, toma las expresiones siguientes:

$$u(a_0, a_1, a_2, a_3, x, y) = a_0 + a_1x + a_2y + a_3xy \quad (A.2)$$

$$v(a_4, a_5, a_6, a_7, x, y) = a_4 + a_5x + a_6y + a_7xy \quad (A.3)$$

donde a_i con $i = 0, \dots, 7$ son constantes a determinar. Estas expresiones contienen tanto las traslaciones de sólido-rígido como los modos de deformación. En la Figura A.1, se visualizan los desplazamientos de sólido rígido y los modos de deformación asociados a las constantes a_i de una faceta.

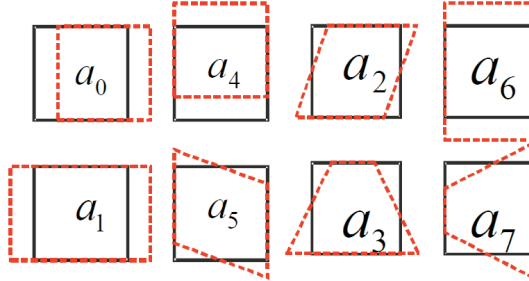


Figura A.1: Posibles modos de traslación y deformación de las facetas usando una aproximación bilineal (Dantec-Dynamics, 2006c).

El cálculo de los desplazamientos en cada faceta es un proceso iterativo. El sistema da inicialmente una solución aproximada, típicamente un desplazamiento de sólido-rígido sin considerar deformación, para una faceta en la imagen final y lo va corrigiendo en las sucesivas iteraciones. Como ejemplo, la Figura A.2 muestra como la faceta alrededor del punto (x_0, y_0) se traslada inicialmente como un sólido rígido a la imagen de la mitad. Sin embargo, el punto (x_0, y_0) en esta etapa intermedia no es la solución y por lo tanto el elemento de correlación se deforma, acorde a las transformaciones vistas anteriormente, de cara a minimizar la función de correlación cruzada y así en la imagen final observamos ya la solución. Para

este proceso, la metodología más ampliamente usada es el método del gradiente (Gradient-Based Minimization, First Order Method) (Kahn-Jetter *et ál.*, 1994).

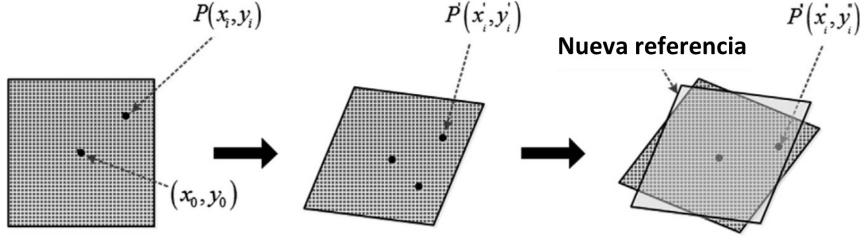


Figura A.2: Proceso iterativo para la determinación del campo de desplazamientos (Hu *et ál.*, 2014).

Una vez se ha identificado el campo de desplazamientos en 2D(x,y) para las imágenes capturadas con cada una de las cámaras, se reconstruye el campo de desplazamientos de los puntos en 3D. En la Figura A.3 se muestra un esquema representativo de la configuración del sistema *ARAMIS*® con dos cámaras (Dantec-Dynamics, 2006b,a; GOM, 2005a,b).

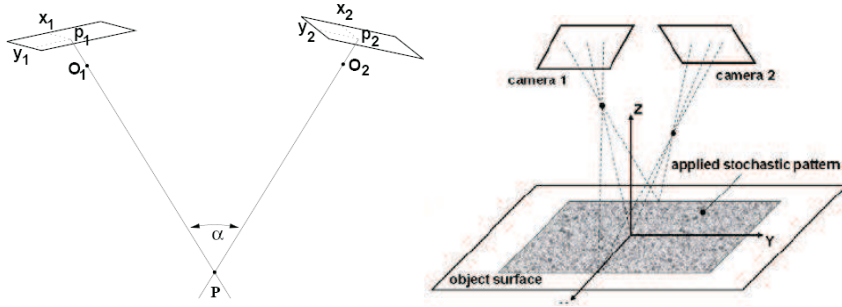


Figura A.3: Esquema representativo de la configuración de las cámaras para la reconstrucción de las coordenadas 3D usando técnicas de correlación de imágenes (Dantec-Dynamics, 2006b; GOM, 2005b).

Según se muestra esquemáticamente en la Figura A.3, si se conoce la posición de las dos cámaras y la de los dos puntos imagen homólogos vistos con cada cámara, $P_1(x_1, y_1)$ y $P_2(x_2, y_2)$, se pueden determinar las coordenadas del punto objeto $P(x, y, z)$. Este procedimiento se conoce como intersección de espacios.

Dicha transformación requiere tanto del conocimiento de los parámetros externos de orientación (matriz de rotación y centro de proyección), como de los

parámetros intrínsecos de las cámaras (distancia focal, punto principal de las lentes, distorsión radial y tangencial de las lentes). Estos parámetros se consiguen con la calibración inicial del sistema, la cual garantizará la correcta transformación de los puntos imagen sobre las dos CCD a coordenadas 3D de cada punto objeto. Las desviaciones obtenidas en la calibración son fuentes de error que limitan la precisión de los resultados. Un análisis detallado de la estimación de estos errores de correlación, otras referencias sobre los conceptos fundamentales y aplicaciones de dichas técnicas y un detalle del uso práctico del sistema de correlación *ARAMIS*®, puede consultarse en los trabajos de Dantec-Dynamics (2006c), Zhou y Goodson (2001), Mguil-Touchal *et ál.* (1997), Lagattu *et ál.* (2004), GOM (2005a), Helm *et ál.* (1994) y Tay *et ál.* (2005).

Una vez se tiene el campo de desplazamientos 3D en todas las facetas y para todos los fotogramas, y conocido el estado de referencia, el sistema calcula las deformaciones en la superficie de la probeta usando la teoría clásica de grandes deformaciones y desplazamientos a partir del cálculo del gradiente de deformación (F) y el tensor de Green-Lagrange (E).

Bibliografía

- 12004-2 I (2008). Metallic Materials-Sheet and Strip-Determination of Forming Limit Curves in Laboratory, ISO 12004-2:2008
- Abspoel M, Atzema E, Droog J, Khandeparkar T, Scholting M, Schouten F, Vegter H (2011). *Inherent influence of strain path in Nakazima FLC testing*. En: Proceedings of 2011 IDDRG Conference, Bilbao, Spain
- Akeret R (1978). *Failure mechanisms in the bending of aluminum sheets and limits of bendability*. Aluminium 54(2):117–123
- Aleksandrović S, Stefanović M, Adamović D, Lazić V (2009). *Variation of normal anisotropy ratio r during plastic forming*. Strojniški vestnik–Journal of Mechanical Engineering 55(6):392–399
- Allwood JM, Shouler DR (2009). *Generalised forming limit diagrams showing increased forming limits with non-planar stress states*. International Journal of Plasticity 25:1207–1230
- Arrieux R (1987). *Determination of the forming limit stress curve for anisotropic sheets*. Annals of the CIRP 36(1):195–198
- Arrieux R (1995). *Determination and use of the forming limit stress diagrams in sheet metal forming*. Journal of Materials Processing Technology 53:47–56
- Arrieux R, Bedrin C, Boivin M (1982). *Determination of an intrinsic forming limit stress diagram for isotropic metal sheets*. En: Proc. 12th Biennial Congress of the International Deep Drawing Research Group, IDDRG, pp. 61–71
- Assempour A, Nejadkhaki HK, R H (2010). *Forming limit diagrams with the existence of through-thickness normal stress*. Computational Materials Science 48:504–508

- Barata-Rocha A, Barlat F, Jalinier JM (1985). *Prediction of the forming limit diagrams of anisotropic sheets in linear and non-linear loading*. Materials Science and Engineering 68:151–164
- Barlat F (2010). *Material behaviour and formability in sheet metal forming*. Simulations of Manufacturing Process Seminar, Escuela de Ingenieros, Universidad de Sevilla 2010
- Barlat F, Lian J (1989). *Plastic behavior and stretchability of sheet metals. Part I: a yield function for orthotropic sheets under plane stress conditions*. International Journal of Plasticity 5:51–66
- Barlat F, Lege DJ, Brem JC (1991). *A six-component yield function for anisotropic materials*. International Journal of Plasticity 7:693–712
- Barlat F, Maeda Y, Chung K, Yanagawa M, Brem JC, Hayashida Y, Lege DJ, Matsui K, Murtha SJ, Hattori S, C BR, Makosey S (1997). *Yield function development for aluminum alloy sheets*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids 45:1727–1763
- Barlat F, Brem JC, Yoon JW, Chung K, Dick RE, Lege DJ, Pourboghrat F, Choi SH, Chu E (2003). *Plane stress yield function for aluminum alloy sheet. Part I: theory*. International Journal of Plasticity 19:1297–1319
- Barlat F, Aretz H, Yoon JW, Karabin ME, Brem JC, Dick RE (2005). *Linear transformation-based anisotropic yield functions*. International Journal of Plasticity 21:1009–1039
- Björklund O, Larsson R, Nilsson L (2013). *Failure of high strength steel sheets: Experiments and modelling*. Journal of Materials Processing Technology 213(7):1103–1117
- van den Boogaard AH, Emmens WC, Huétink J (2010). *Effect of thickness stress in stretch-bending*. En: Proc. 10th Numiform Conference, Pohang, Korea
- Bragard A, Baret JC, Bonnarens H (1972). *A simplified technique to determine the fld at the onset of necking*. Rapport Centre de Recherche de la Metallurgie 33:53–63
- Butuc MC, Gracio JJ, Barata-Rocha A (2006). *An experimental and theoretical analysis on the application of stress-based forming limit criterion*. International Journal of Mechanical Sciences 48:414–429

- Cayssials F (1998). *A new method for predicting FLC*. IDDRG 98 pp. 443–454
- Chaboche J (1986). *Time-independent constitutive theories for cyclic plasticity*. International Journal of Plasticity 2:149–188
- Charpentier P (1975). *Influence of punch curvature on the stretching limits of sheet steel*. Metallurgical and Materials Transactions A 6(9):1665–1669
- Chow C, Tai W, Chu E (2003). *Computer simulation of sheet metal forming based on damage mechanics approach*. Journal of materials processing technology 139(1):553–558
- Cintrón R, Saouma V (2008). *Strain Measurements with the Digital Image Correlation System Vic-2D*. Inf. téc.
- Col A, Balan T (2007). *About the neglected influence of gradients on strain localisation*. En: Proc. Materials Processing and Design: Modeling, Simulation and Applications, NUMIFORM 2007, Interlaken, Switzerland, pp. 147–152
- Correlated-Solutions (2008). Strain measurement system, Vic2D
- Dantec-Dynamics (2006a). Basics of 3D Digital Image Correlation
- Dantec-Dynamics (2006b). Digital Image Correlation system, Q-400
- Dantec-Dynamics (2006c). Error estimations of 3D Digital Image Correlation measurements
- Davis JR (1997). Concise metals engineering data book. ASM International
- Davis JR (2004). Tensile testing. ASM international
- Demeri MY (1981). *The stretch bending of sheet metal*. Journal Applied Metalworking 2(1):3–10
- Denninger R, Liewald M, Sindel M (2012). *Failure Prediction in Sheet Metal Forming Depending in Pre-Straining and Bending Superposition*. Key Engineering Materials 504:101–106
- Dunne F, Petrinic N (2005). Introduction to computational plasticity. Oxford University Press New York

- Eberle B, Volk W, Hora P (2008). *Automatic approach in the evaluation of the experimental FLC with a full 2D approach based on a time depending method*. En: Proc. 7th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes, Numisheet 2008, Interlaken, Switzerland, pp. 279–284
- Emmens W, van den Boogaard A (2010a). *Contact effects in bending affecting stress and formability*. International journal of material forming 3(1):1159–1162
- Emmens WC (2011). *Formability: A Review of Parameters and Processes that Control, Limit or Enhance the Formability of Sheet Metal*. Springer, New York
- Emmens WC, van den Boogaard AH (2010b). *Contact effect in bending affecting stress and formability*. International Journal of Material Forming 3, Supp. 1:1159–1162
- Feldmann P, Schatz M, Aswendt P (2009). *Automatic FLC-value determination from 4Dstrain data*. En: Proc. Biennial Congress of the International Deep Drawing Research Group, IDDRG, Colorado, USA, pp. 533–546
- Geiger M, Merklein M (2003). *Determination of forming limit diagrams*. En: Proc. Annals of CIRP-2003, vol. 51, pp. 213–216
- Ghosh AK, Hecker SS (1974). *Stretching limits in sheet metals: in-plane versus out-of-plane deformation*. Metallurgical Transactions 5:2161–2164
- Ghosh AK, Laukonis JV (1976). *The influence of strain path changes on the formability of sheet steel*. En: 9th Biennial Congress of the IDDRG, Sheet Metal Forming and Energy Conservation, ASM Publication
- GOM (2005a). Aramis User Manual v5.4
- GOM (2005b). Determination of forming limit diagrams using Aramis
- Goodwin GM (1968). *Application of strain analysis to sheet metal forming in the press shop*. SAE paper 680093
- Gotoh M, Chung C, Iwata N (1995). *Effect of out-of-plane stress on the forming limit strain of sheets metals*. International Journal JSME 38:123–132
- Graf AF, Hosford WF (1993a). *Calculations of forming limit diagrams for changing strain paths*. Metallurgical Transactions A 24A:2497–2501

- Graf AF, Hosford WF (1993b). *Effect of changing strain paths on forming limit diagrams of Al 2008-T4*. Metallurgical Transactions A 24A:2503–2512
- Green DE (2008). Hydroforming for advanced manufacturing, Chapter 5. CRC Press LLC, USA
- Green DE, Stoughton TB (2004). *Evaluating hydroforming severity using stress-based forming limit diagrams*. En: Proc. 2nd Annual North American Hydroforming Conference
- Gronostajski J (1984). *Sheet metal forming-limits for complex strain paths*. Journal of mechanical working technology 10(3):349–362
- Hashemi R, Abrinia K (2014). *Analysis of the extended stress-based forming limit curve considering the effects of strain path and through-thickness normal stress*. Materials & Design 54:670–677
- He J, Xia ZC, Zeng D, Li S (2013). *Forming limits of a sheet metal after continuous-bending-under-tension loading*. Journal of Engineering Materials and Technology 135(3):031,009
- He J, Zeng D, Zhu X, Cedric Xia Z, Li S (2014). *Effect of nonlinear strain paths on forming limits under isotropic and anisotropic hardening*. International Journal of Solids and Structures 51(2):402–415
- Hecker SS (1975). *Simple technique for determining forming limit curves*. Sheet Metal Industries 52(11):671–676
- Helm J, Sutton MA, McNeill SR (1994). *Three-Dimensional Image Correlation for Surface Displacement Measurement*. SPIE Videometrics III 2350:32–45
- Hershey A (1954). *The plasticity of an isotropic aggregate of anisotropic face centered cubic crystals*. J Appl Mech 21(3):241–249, cited By (since 1996)97
- Hezler C, Merklein M, Hecht J, Griesbach B (2012). *Identification of Process-Based Limit Stress States Applying a Stretch-Bending-Test*. Key Engineering Materials 504:47–52
- Hill R (1948). *A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals*. Proceedings of the Royal Society 193A:281–297
- Hill R (1950). The mathematical theory of plasticity. Oxford, Clarendon Press

- Hill R (1952). *On discontinuous plastic states, with special reference to localized necking in thin sheets*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids 1(1):19–30
- Hosford WF, Caddell RM (2011). Metal forming: mechanics and metallurgy, 4o ed. Cambridge University Press
- Hotz W (2006). *European efforts in standardisation of FLC*. En: Proc. Numerical and experimental methods in prediction of forming limits in sheet forming and tube hydroforming processes, FLC-Zurich06, Zurich, Switzerland
- Hotz W, Timm J (2008). *Experimental determination of forming limit curves (FLC)*. En: Proc. 7th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes, Numisheet 2008, Interlaken, Switzerland, pp. 271–278
- Hu H, Liang J, Tang Z, Guo X, Li L (2014). *Digital speckle based strain measurement system for forming limit diagram prediction*. Optics and Lasers in Engineering 55:12–21
- Huang M, Zhang L, Yang L (2008). *On the failure of AHSS at tooling radius*. En: Proc. 7th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes, Numisheet 2008, Interlaken, Switzerland, pp. 307–309
- Hutchinson JW, Neale KW (1978). *Sheet necking-II, time-independent behavior*. En: Koistinen DP, Wang NM (eds.) Mechanics of sheet metal forming, Plenum, New York, pp. 111–126
- Ishigaki H (1978). *Deformation analysis of large sized panels in the press shop*. En: Mechanics of Sheet Metal Forming, Springer, pp. 315–339
- Jackiewicz J (2009). *Assessing coefficients of the Barlat yield criterion for anisotropic aluminum alloy sheets by means of the evolutionary strategy*. Materials and Manufacturing Processes 24:375–383
- Kahn-Jetter ZL, Jha NK, Bathia H (1994). *Optimal image correlation in experimental mechanics*. Optical Engineering 33(4):1099–1105
- Kaupper M, Merklein M (2013). *Bendability of advanced high strength steels: A new evaluation procedure*. CIRP Annals-Manufacturing Technology 62(1):247–250

- Keeler SP, Backhofen WA (1963). *Plastic instability and fracture in sheet stretched over rigid punches*. Transactions of ASM 56:25–48
- Kim S, Lee J, Barlat F, Lee MG (2013). *Formability prediction of advanced high strength steels using constitutive models characterized by uniaxial and biaxial experiments*. Journal of Materials Processing Technology 213(11):1929–1942
- Kitting D, Ofenheimer A, Jain M, Pauli H, Rabler G (2008). *Experimental characterisation of failure of stretch-bend steel sheets*. En: Proc. 7th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes, Numisheet 2008, Interlaken, Switzerland, pp. 315–320
- Kitting D, Ofenheimer A, Pauli H, Till ET (2009a). *Application of a “Concave-Side Rule” approach for assessing formability of stretch-bent steel sheets*. En: Proc. 12th International ESAFORM Conference on Material Forming, University of Twente, Enschede, The Netherlands, pp. 315–320
- Kitting D, Ofenheimer A, Pauli H, Till ET (2009b). *Forming limits of stretch-bent steel sheets*. En: Proc. Congress of the International Deep Drawing Research Group, IDDRG, Golden, Colorado, USA, pp. 425–435
- Kitting D, Ofenheimer A, Pauli H, Till ET (2010). *A phenomenological concept to predict formability in stretch-bending forming operations*. En: Proc. 13th International ESAFORM Conference on Material Forming, Brescia, Italy
- Kitting D, Ofenheimer A, Pauli H, Till ET (2011). *Experimental Characterization of Stretch-Bending Formability of AHSS Sheets*. En: THE 14TH INTERNATIONAL ESAFORM CONFERENCE ON MATERIAL FORMING: ESAFORM 2011, AIP Publishing, vol. 1353, pp. 1589–1594
- Kleemola HJ, Pelkkikangas MT (1977). *Effect of predeformation and strain path on the forming limits of steel copper and brass*. Sheet Metal Industries 63:591–599
- Kuroda M, Tvergaard V (2000). *Forming limit diagrams for anisotropic metal sheets with different yield criteria*. International journal of solids and structures 37(37):5037–5059
- Lagattu F, Brillaud J, Lafarie-Frenot MC (2004). *High strain gradient measurements by using digital image correlation technique*. Materials Characterization 53:17–28

- Lange K (1985). *Handbook of Metal Forming*. McGraw-Hill, New York
- Lemaitre J, Chaboche J (1990). *Mechanics of solid materials*.
- Liewald M, Schleich R (2010). *Development of an anisotropic failure criterion for characterising the influence of curvature on forming limits of aluminium sheet metal alloys*. En: Proc. 13th International ESAFORM Conference on Material Forming, Brescia, Italy
- Liu J, Wang Z, Meng Q (2012). *Numerical investigations on the influence of superimposed double-sided pressure on the formability of biaxially stretched AA6111-T4 sheet metal*. Journal of materials engineering and performance 21(4):429–436
- Lou Y, Huh H, Lim S, Pack K (2012). *New ductile fracture criterion for prediction of fracture forming limit diagrams of sheet metals*. International Journal of Solids and Structures 49(25):3605–3615
- Marciniak Z, Kuczyński K (1967). *Limit strains in the processes of stretch-forming sheet metal*. International Journal of Mechanical Sciences 9:609–620
- Marciniak Z, Duncan JL, Hu SJ (2002). *Mechanics of sheet metal forming*, 2o ed. Butterworth-Heinemann
- Martínez-Donaire A, García-Lomas F, Vallellano C (2014). *New approaches to detect the onset of localised necking in sheets under through-thickness strain gradients*. Materials & Design 57:135–145
- Martínez-Palmeth L, Martínez-Donaire AJ, Vallellano C, Centeno G, García-Lomas F (2013). *Experimental Study of the Formability of H240LA Steel Sheets under Stretch-Bending Conditions*. Key Engineering Materials 549:349–355
- Martínez-Donaire AJ (2012). *Análisis del efecto del gradiente de deformaciones en el conformado de chapas metálica*. tesis doctoral, Universidad de Sevilla, España
- Martínez-Donaire AJ, Vallellano C, Morales D, García-Lomas FJ (2010). *Experimental detection of necking in stretch-bending conditions: a critical review and new methodology*. Steel Research International, Special Edition Metal Forming 2010 81:785–789
- Martínez-Donaire AJ, Vallellano C, Morales D, García-Lomas FJ (2012). *Experimental and numerical analysis of the failure of AA7075-O stretch-bend sheets*. Steel Research International, Special Edition Metal Forming 2012

- McClintock F, Zheng Z (1993). *Ductile fracture in sheets under transverse strain gradients*. International journal of fracture 64(4):321–337
- Melbourne SH, Pietrowski R, Marsh G (1973). *Testing HSLA steel's sensitivity to sheared edged cracking*. Report, Domintion Foundries and Steel Limited, Hamilton, Ontario, Canada
- Merklein M, Kuppert A, Geiger M (2010). *Time dependent determination of forming limit diagrams*. CIRP Annals - Manufacturing Technology 59:295–298
- Mguil-Touchal S, Morestin F, Brunet M (1997). *Various experimental applications of digital image correlation method*. En: Proc. Computer Method and Experimental Measurement, pp. 46–58
- Min J, Lin J, Li J (2014). *Forming limits of Mg alloy ZEK100 sheet in preform annealing process*. Materials & Design 53:947–953
- Morales D (2011). *Análisis del efecto de la flexión en la conformabilidad de chapas metálicas*. tesis doctoral, Universidad de Sevilla, España
- Morales D, Martínez-Donaire AJ, Vallengano C, García-Lomas FJ (2009). *Bending effect in the failure of stretch-bend metal sheets*. International Journal of Material Forming 2, Supp. 1:813–816
- Morales D, Vallengano C, Martínez-Donaire AJ, García-Lomas FJ (2010). *Prediction of forming limit strains in metal sheets under stretch-bending conditions*. Steel Research International, Special Edition Metal Forming 2010 81:781–784
- Morales-Palma D, Vallengano C, García-Lomas FJ (2013). *Assessment of the effect of the through-thickness strain/stress gradient on the formability of stretch-bend metal sheets*. Materials & Design 50:798–809
- Nakazima K, Kikuma T, Asaku K (1968). *Study on the formability of steel sheet*. Yawata Technical Report 284, 140-141
- Narayanasamy R, Parthasarathi N, Sathiya Narayanan C (2009). *Effect of microstructure on void nucleation and coalescence during forming of three different HSLA steel sheets under different stress conditions*. Materials & Design 30(4):1310–1324
- Neuber H (1946). *Theory of Notch Stresses: Principle for Exact Stress Calculations*. J.W. Edwards Publisher Inc., Ann Arbor, Michigan

- Orteu JJ (2009). *3-D computer vision in experimental mechanics*. Optics and Lasers in Engineering 47(3):282–291
- Pan B, Qian K, Xie H, Asundi A (2009). *Two-dimensional digital image correlation for in-plane displacement and strain measurement: a review*. Measurement Science and Technology 20:1–17
- Panich S, Barlat F, Uthaisangsuk V, Suranuntchai S, Jirathearanat S (2013). *Experimental and theoretical formability analysis using strain and stress based forming limit diagram for advanced high strength steels*. Materials & Design 51:756–766
- Paul SK (2013). *Theoretical analysis of strain-and stress-based forming limit diagrams*. The Journal of Strain Analysis for Engineering Design 48(3):177–188
- Peterson RE (1959). *Notch Sensitivity*. En: Sines G, Waisman JL (eds.) Metal Fatigue, McGraw-Hill, New York, pp. 293–306
- Rees D (2006). Basic engineering plasticity: An introduction with engineering and manufacturing applications. Butterworth-Heinemann
- Rojek J, Lumelskyy D, Pęcherski R, Grosman F, Tkocz M, Chorzępa W (2013). *Forming Limit Curves for Complex Strain Paths*. Archives of Metallurgy and Materials 58(2):587–593
- Sadagopan S, Wong C, Huang M, Yan B, Urban D (2003). *Formability characterization of a new generation of high strength steels*. Final report, AISI/DOE Technology Roadmap Program
- Schleich R, Held C, Sindel M, Liewald M (2009). *Investigation on the effect of curvature and sheet thickness on forming limit prediction for aluminum sheet metal alloys*. En: Proc. 12th International ESAFORM Conference on Material Forming, University of Twente, Enschede, The Netherlands
- Semiatin S (2006). ASM Handbook, Volume 14B: Metalworking: Sheet Forming. ASM Handbook, ASM International, URL <http://books.google.es/books?id=ekEe4UwqkVUC>
- Shi MF, Gerdeen JC (1991). *Effect of strain gradient and curvature on Forming Limit Diagrams for anisotropic sheets*. Journal Materials Shaping Technology 9(4):253–268

- Simha CH, Inal K, Worswick MJ (2008). *Orientation and Path Dependence of Formability in the Stress-and the Extended Stress-Based Forming Limit Curves*. Journal of Engineering Materials and Technology 130(4):041,009
- Simha CHM, Worswick MJ (2006). *Stress-based forming limits in hydroforming*. En: Proc. 12th International Symposium on Plasticity, Halifax, Canadá, pp. 17–22
- Simha CHM, Gholipour J, Bardelcik A, Worswick MJ (2005). *Application of an extended stress-based flow limit curve to predict necking in tubular hydroforming*. En: Proc. International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes, Numisheet, Detroit, USA
- Simha CHM, Gholipour J, Bardelcik A, Worswick MJ (2007). *Prediction of necking in tubular hydroforming using an extended stress-based forming limit curve*. Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME 129:36–47
- Situ Q, Jain M, Bruhis M (2006). *A suitable criterion for precise determination of incipient necking in sheet materials*. Materials Science Forum 519-521:111–116
- Situ Q, Jain M, Bruhis M (2007). *Further experimental verification of a proposed localized necking criterion*. En: Proc. Numerical Methods in Industrial Forming Processes, NUMIFORM 2007, Porto, Portugal, pp. 907–912
- Smith LM, Averill RC, Lucas JP, Stoughton TB, Matin PH (2003). *Influence of transverse normal stress on sheet metal formability*. International Journal of Plasticity 19:1567–1583
- Smith P, Lee D (1998). *Determination of forming limits for aluminum alloys*. En: SAE CONFERENCE PROCEEDINGS P, SOC AUTOMATIVE ENGINEERS INC, pp. 121–128
- Sène N, Balland P, Arrieux R (2011). *Numerical study of the micro-formability of thin metallic materials: virtual micro-forming limit diagrams*. Archives of Civil and Mechanical Engineering XI(2):421–435
- Stoughton TB (2000). *A general forming limit criterion for sheet metal forming*. International Journal of Mechanical Sciences 42:1–27
- Stoughton TB (2001). *Stress-based forming limits in sheet-metal forming*. Journal of Engineering Materials and Technology 123:417–422

- Stoughton TB (2008). *Generalized metal failure criterion*. En: Proc. 7th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes, Numisheet 2008, Interlaken, Switzerland, pp. 241–246
- Stoughton TB, Yoon JW (2005). *Sheet metal formability analysis for anisotropic materials under non-proportional loading*. International Journal of Mechanical Sciences 47(12):1972–2002
- Stoughton TB, Yoon JW (2011). *A new approach for failure criterion for sheet metals*. International Journal of Plasticity 27:440–459
- Stoughton TB, Yoon JW (2012). *Path independent forming limits in strain and stress spaces*. International Journal of Solids and Structures 49(25):3616–3625
- Stören S, Rice JR (1975). *Localized necking in thin sheets*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids 23:421–441
- Suh Y, Saunders F, Wagoner R (1996). *Anisotropic yield functions with plastic-strain-induced anisotropy*. International Journal of Plasticity 12:417–438
- Swift HW (1952). *Plastic instability under plane strain*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids 1:1–18
- Takashina K, Herai T, Komorida H, Horita T (1968). *Relation between the manufacturing conditions and the average strain according to the scribed circle tests in steel sheets*. MET ITAL 60(8):757–765
- Takuda H, Mori K, , Hatta N (1999). *The application of some criteria for ductile fracture to the prediction of the forming limit of sheet metals*. Journal of Materials Processing Technology 96:116–221
- Tay CJ, Quan C, Huang YH, Fu Y (2005). *Digital image correlation for whole field out-of-plane displacement measurement using a single camera*. Optics Communications 251:23–36
- Taylor D (2007). *The theory of critical distances: a new perspective in fracture mechanics*. Oxford
- Teirlinck D, Zok F, Embury J, Ashby M (1988). *Fracture mechanism maps in stress space*. Acta Metallurgica 36(5):1213–1228
- Tharrett MR, Stoughton TB (2003a). *Stretch-bend forming limits of 1008 AK steel*. SAE paper 2003-01-1157

- Tharrett MR, Stoughton TB (2003b). *Stretch-bend forming limits of 1008 AK steel, 70/30 brass, and 6010 aluminum*. Internal report, Society of Automotive Engineers
- Turkoz M, Halkaci HS, Yigit O, Dilmec M, Ozturk F (2013). *A new method for determining limit strains of materials that show post-uniform elongation behavior*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture p. 0954405413501812
- Uko DK, Sowerby R, L DJ (1977). *Strain distribution in the bending-under-tension test*. CIM Bulletin 127-134
- Vacher P, Haddad A, Arrieux R (1999). *Determination of the forming limit diagrams using image analysis by the correlation method*. Annals of the CIRP 48(1):227–230
- Vallellano C, Morales D, García-Lomas FJ (2008). *A study to predict failure in biaxially stretched sheets of aluminum alloy 2024-T3*. Materials and Manufacturing Processes 23(3):303–310
- Vallellano C, Morales D, Martínez-Donaire AJ, García-Lomas FJ (2010a). *On the use of Concave-Side Rule and Critical-Distance Methods to predict the influence of bending on sheet-metal formability*. International Journal of Material Forming 3, Supp. 1:1167–1170
- Vallellano C, Morales D, Martínez-Donaire AJ, García-Lomas FJ (2010b). *On the use of Concave-Side Rule and Critical-Distance Methods to predict the influence of bending on sheet-metal formability*. En: Proc. 13th International ESAFORM Conference on Material Forming, Brescia, Italy
- Volk W, Hora P (2010). *New algorithm for a robust user-independent evaluation of beginning instability for the experimental FLC determination*. International Journal of Material Forming 4:339–346
- Wang K, Carsley JE, He B, Li J, Zhang L (2014). *Measuring forming limit strains with digital image correlation analysis*. Journal of Materials Processing Technology
- Werber A, Liewald M, Nester W, Grünbaum M, Wiegand K, Simon J, Timm J, Hotz W (2013). *Assessment of forming limit stress curves as failure criterion for non-proportional forming processes*. Production Engineering 7(2-3):213–221

- Wick C (1984). *Tool and Manufacturing Engineers Handbook*. SME, New York
- Wierzbicki T, Bao Y, Lee YW, Bai Y (2005). *Calibration and evaluation of seven fracture models*. International Journal of Mechanical Sciences 47(4):719–743
- Woodbury D (1991). *KEMPES engineers year book, ed. by ?E Prockter under the direction of BW Pendred*. Aslib Book List
- Wu PD, Graf A, MacEwen SR, Lloyd DJ, Jain M, Neale KW (2005). *On forming limit stress diagram analysis*. International Journal of Solids and Structures 42:2225–2241
- Xia ZC, Zeng D (2008). *Sheet metal forming limit under stretch-bending*. En: ASME 2008 International Manufacturing Science and Engineering Conference collocated with the 3rd JSME/ASME International Conference on Materials and Processing, American Society of Mechanical Engineers, pp. 661–667
- Yoon J, Barlat F, Chung K, Pourboghrat F, Yang D (2000a). *Earing predictions based on asymmetric non-quadratic yield function*. International Journal of Plasticity 16:1075–1104
- Yoon J, Barlat F, Dick R (2000b). *Sheet metal forming simulation for aluminum alloy sheet*. SAE2000 1:67–72
- Yoshida K, Kuwabara T (2007). *Effect of strain hardening behaviour on forming limit stresses of steel tube subjected to non proportional loading paths*. International Journal of Plasticity 23:1260–1284
- Yoshida K, Kuwabara T, Narihara K, Takahashi S (2005). *Experimental verification of the path-independence of forming limit stresses*. International Journal of Forming Processes 8:283–298
- Zeng D, Chappuis L, Xia ZC, Zhu X (2009). *A path independent forming limit criterion for sheet metal forming simulations*. SAE International Journal of Materials & Manufacturing 1(1):809–817
- Zhou P, Goodson KE (2001). *Subpixel displacement and deformation gradient measurement using digital image/speckle correlation (DISC)*. Optical Engineering 40(8):1613–1620



GOBIERNO
DE ESPAÑA

MINISTERIO
DE CIENCIA
E INNOVACIÓN

DPI-2009-13335